



## 저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공학석사학위논문

**연속 주조 시 주편의 변형률과  
응력 분포 분석을 통한 균열해석**  
Cracking Analysis of Strand based on  
Stress and Strain distribution  
in Continuous Cast Slabs

2014 년 2 월

서울대학교 대학원

재료공학부

김 충 찬

# 연속 주조 시 주편의 변형률과 응력 분포 분석을 통한 균열해석

## Cracking Analysis of Strand based on Stress and Strain distribution in Continuous Cast Slabs

지도교수 오 규 환

이 논문을 공학석사 학위논문으로 제출함

2014 년 2 월

서울대학교 대학원

재료공학부

김 총 찬

김총찬의 석사학위논문을 인준함

2014 년 2 월

위 원 장\_\_\_\_\_ (인)

부위원장\_\_\_\_\_ (인)

위 원\_\_\_\_\_ (인)

# 초록

연속 주조 공정은 1500℃ 이상의 매우 높은 온도에서 이뤄지기 때문에 직접적인 실험이나 측정이 거의 불가능 하다. 하지만 주편에서 발생하는 균열을 줄이고 품질을 개선시키기 위해서는 주형 내에서 일어나는 변형 거동과 열 전달 상황들을 이해할 필요가 있다. 이와 같은 상황에서 FEM 모사는 주형 내 현상을 이해할 수 있는 강력한 방법이 된다.

본 연구에서는 유한 요소법을 이용하여 연속 주조 공정 중 1차 냉각대에 해당하는 주형에서의 응고 거동을 모사하였으며 이때 발생하는 균열을 주편 내 변형률과 응력 분포를 통해 알아보고자 한다. FEM 툴로는 상용 프로그램인 ABAQUS 6.10 을 사용하였다. 연구의 대상이 되는 강종은  $\delta/\gamma$  변태로 인해 균열 발생률이 높다고 알려진 0.1wt%C 포정강이다. 주편에 발생하는 균열들 중 주형에서 발생된다고 생각되어지는 면세로 균열과 corner 균열에 대해 중점적으로 조사하였다.

주요어 : 연속 주조, 주조 속도, 주형 경사, 주편 폭, 소성 변형률, 응력

# 목차

초록 .....	I
목차 .....	II
Figure list .....	IV
Table list .....	VI
1. 서론 .....	1
1.1 연속 구조법 및 연구동향 .....	1
1.2 주형에서의 냉각과 균열 .....	3
1.3 연구의 방향 .....	5
2. 이론적 배경 .....	7
2.1 미소 편석 .....	7
2.1.1 미소 편석 해석 모델 .....	7
2.1.2 강의 미소편석 해석 .....	11
2.2 열 탄소성 해석 .....	13
2.2.1 구성방정식 .....	13
2.2.2 유한요소 수식화 .....	15
2.3 열 전달 기본 방정식 .....	16
2.4 균열 발생 감수성 인자 .....	17
3. 연속 구조에 대한 유한 요소법 적용 .....	18
3.1 유한 요소 망 .....	18
3.2 열전달 해석 .....	23

3.2.1 열전달 해석의 경계조건.....	23
3.2.2. 열전달 해석에서의 가정.....	30
3.3 강의 고온 물성 결정.....	32
3.4 임계 변형률.....	36
<b>4. 해석 결과.....</b>	<b>38</b>
4.1 온도 분포.....	38
4.2 응력 해석.....	43
4.2.1 주편의 응력 분포.....	43
4.2.2 주형경사.....	48
4.2.3 주조 속도의 영향.....	50
4.2.4 주편 폭의 영향.....	53
4.3 변형률 해석.....	55
4.3.1 주편의 변형률 분포.....	55
4.3.2 주형 경사의 영향.....	60
4.3.3 주조 속도의 영향.....	65
4.3.4 주편 폭의 영향.....	67
<b>5. 결론.....</b>	<b>69</b>
<b>Abstract.....</b>	<b>76</b>

# Figure list

- 그림 3.1 계산에 사용된 주형과 주편의 FEM mesh
- 그림 3.2 계산에 사용된 주형의 치수
- 그림 3.3 연속 주조 과정 중 주형과 주편 사이에 존재하는 열저항
- 그림 3.4 0.9wt%C 탄소강의 열 팽창 계수
- 그림 4.1 주형 출구에서 주편의 온도 분포
- 그림 4.2 주조 속도에 따른 열 유속 변화
- 그림 4.3 주조 거리에 따른 주편의 응력 변화
- 그림 4.4 연속 주조 주편에서의 열 응력 발생 기구
- 그림 4.5 연속 주조 주편의 균열 민감도 지수 분포
- 그림 4.6 주형 경사에 따른 장변 측 표면 응력 변화
- 그림 4.7 주조 속도에 따른 장변 측 표면 응력 변화
- 그림 4.8 주편 폭에 따른 장변 측 표면 응력 변화
- 그림 4.9 주조 거리에 따른 주편의 변형률 변화
- 그림 4.10 용탕면으로부터 100mm 밑에서의 corner부근 변형률 분포
- 그림 4.11 주형 출구에서의 corner부근 변형률 분포
- 그림 4.12 주형 경사에 따른 (a)corner 와 (b)폭 중앙부에서의 소성 변형률
- 그림 4.13 과도한 주형 경사가 주어졌을 때 좌굴에 의한 depression 형성 기작[26]
- 그림 4.14 주편의 폭 중앙부에 가해지는 접촉 압력

그림 4.15 주조 속도에 따른 (a)corner 와 (b)폭 중앙부에서의  
소성 변형률

그림 4.16 주편 폭에 따른 (a)corner 와 (b)폭 중앙부에서의 소성  
변형률



# Table list

표 3.1 탕면에서의 주편 크기

표 3.2 냉각수의 열 물성치

표 3.3 주조 속도 별 주형 용제의 두께

표 3.4 온도 변화에 따른 주형과 주형용제 사이의 열전달 계수

표 3.5 탄소강의 고온에서의 기계적 물성치

표 4.1 주조 속도에 따른 주형 출구에서 주편의 표면 온도

# 1. 서론

## 1.1 연속 주조법 및 연구동향

연속 주조법은 철강의 생산 방법 중 비교적 최근에 등장한 기술이다. 용강의 주입부터 압연까지 공정이 연속적으로 이루어져 공정 단축, 에너지 절감, 실수율 향상, 제품 품질의 균일성 등의 장점으로 기존의 생산 방법인 조괴법을 대체하고 있다. 1950년 대까지만 하더라도 연속 주조법은 주편의 청정도 문제와 생산 시 발생하는 내부 균열, 중심편석과 같은 품질의 측면에서 조괴법에 미치지 못하여 자리에서 밀려나 있었으나 1960년대 이후로 연속 주조 이론과 기술의 발달로 현재 전세계 철강 생산량의 절반 이상을 담당하고 있다. 특히 일본과 유럽에서는 90%이상을 차지하고 있으며 국내에서도 비슷한 비율로 생산되고 있다.

연속 주조 기술은 생산량 증대 기술과 품질 향상 기술로 나뉘어 진다. 생산성 및 주편 실수율을 높이기 위한 연연주기술, 제강전로와의 matching을 위한 고속주조 기술, Ladle-tundish-mold 간 재산화 방지에 의한 용강 청정도 향상, 전자교반(EMS), air mist cooling, mold flux 등의 개발에 의한 주편 품질향상 등 많은 기술들이 개발되어왔다.

이외에도 박 슬래브 주조 기술이나 strip casting과 같은 새로운 기술들이 개발되어지고 있으나 아직까지는 연속 주조시에 나타나는 중심 편석, 내부균열, 기공 등의 내부결함들을 완전히 해결하지 못하였다. 연속 주조 이론은 거의 확립되어 있기 때문에 이론적 접근 외에 조업 변수의 최적화 및 제어를 통하여 생산품의 품질

향상을 꾀하고 있다.

수치해석적 방법에 의한 모사 연구도 진행되고 있다. 연속 구조에 대한 모사 연구는 크게 열 전달, 유동 그리고 응력 해석으로 분류할 수 있으며, 일반적으로 열 전달-유동과 열 전달-응력의 연결 해석이 주류를 이루고 있으며 최근에는 컴퓨터의 발전으로 유동-열 전달-응력의 연결 해석이 발표된 바 있다. Grill 등[28]은 슬래브 주형에서 장변 중앙의 열 유속 자료로부터 일정한 시간동안 열전달 해석을 하여 주편의 온도분포를 구한 다음, 연탄소성 응력 해석을 수행하여 주형내의 응고층의 온도, 응력 및 공기틈을 계산하였다. 이들은 공기틈의 형성으로 그 주위에 열점 (hot spot)을 생기고, 이로 인하여 응고층 터짐이 일어날 수 있음을 밝혔다. Han 등[29]은 용강의 철정압을 고려한 2 차원 슬래브 연속주조에 대해 연탄소성 연결해석을 통하여 슬래브 주편의 휘어짐 (corner rotation)을 설명하였다. 이중의[30]는 경계 밀착 좌표계 (BFC, Body Fitted Coordinate)를 도입하여 빔 블랭크와 같이 복잡한 형상을 갖는 계의 기하학적 근사에 대한 제약을 근본적으로 해결하여 유동-열-응력 연결해석을 통해 미응고 용강의 자연대류 및 난류 효과를 고려하였고 동시에 미소 편석을 고려하여 회전류의 형성 및 내부 결함 발생을 예측하는 연구를 수행하였다. 원영목 등[31]은 2차원 연탄소성 연결 해석을 통하여 주편과 주형의 열-기계적 거동에 대한 단면 주형의 마멸 현상을 예측하였다.

## 1.2 주형에서의 냉각과 균열

제품을 제조하는데 있어 최종 과정이 응고일 경우 이 응고 과정이 제품의 기계적 성질을 좌우하게 된다. 철강은 용융철을 냉각시켜 중간, 최종생산품을 만들게 되므로 철강의 생산은 응고 과정과 밀접한 관련이 있다. 특히 슬래브의 표면에 발생한 균열은 압연을 거치더라도 최종 생산품에 균열이 남아있게 되어 주편의 품질과 관련하여 더욱 중요하다.

강은 용점으로부터 600℃까지 냉각되는 과정에서 3개의 취성 구간을 갖게 된다.[1] 제1영역은 용융점 부근, 제2영역은 1200~900℃, 제3영역은 900~700℃ 부근이다. 각 취화 영역마다 발생하는 균열의 종류가 다르며 대부분의 표면 결함과 내부 결함은 제 1 영역에서 발생한다. 주편 표면이 제 1영역에 해당하는 온도를 가지는 때는 연속 주조 과정 중 1차 냉각대에 해당하는 주형을 지날 때 이다. 따라서 주편 품질 개선을 위해서는 주형 내에서의 강의 응고 거동을 살펴 보아야 한다.

제 1영역은 고온취화, 액막취화, Hot tearing 등으로 불리운다. 이유는 제 1영역에서 초정의 입계 미소 편석이 높아 수지상 사이에 불순물들이 농축되게 되고 이로 인해 평형 고상선보다 훨씬 낮은 온도까지 강이 액상으로 존재하게 되어 수지상 사이에 액막이 형성되기 때문에 보다 작은 응력에서도 균열이 발생되며 전파되기 때문이다.

주형 내에서의 균열은 주로 불균일한 응고층의 형성으로 인하

여 발생한다. 탕면의 변동, 주형 용제의 불균일한 흡입 등으로 인하여 불균일이 생성될 수 있다. 불균일한 응고층은 특히 포정반응을 거치는 0.1~0.15wt%C의 중탄강에서 흔하게 발생하며 이는 포정 반응으로 인한 수축량의 변화 때문이라고 알려져 있다.

### 1.3 연구의 방향

본 연구에서는 수치해석적인 방법을 통해 연속 주조 과정을 이해하고 이를 바탕으로 균열을 감소시켜 제품의 품질을 향상시킬 수 있는 방법을 찾고자 한다.

연속 주조 공정을 이해하는데 있어서 수치해석적 방법을 사용하는 것은 실험적인 방법에 비하여 큰 이점을 가지고 있다. 실험적인 방법들은 대부분 간접적인 방식이기 때문에 주어진 실험 조건에서의 제한적인 자료를 얻는데 그칠 수 밖에 없다. 또한 고온의 조업 환경으로 인하여 다양한 공정 변수들의 영향을 측정하는 것이 불가능하다.

하지만 수치적 모사방법을 사용할 경우 대상계 내의 모든 지점에 대한 자료를 연속적으로 얻을 수 있으며 조업 조건 ( 주형 경사, 주형 냉각, 주조속도 등) 의 변화에 따른 내부 응력의 거동을 구할 수 있다. 이를 통하여 표면 균열과 내부 결함에 대한 정량적인 접근을 가능케 하여 결함 발생 기구를 해석하는데 큰 도움을 줄 수 있다.

수치 해석을 사용하는 것이 연속 주조에서 큰 이점을 가져오기는 하나 신뢰할 수 있는 결과를 얻기 위해서는 연속 주조시의 복잡한 공정 조건과 응고시 겪게 되는 제반 물리현상에 대한 이해가 필요하다. 실제 연속 주조에 대한 용강의 유동현상, 주형과 주편 사이의 열전달 응고층에 발생하는 응력은 복합적으로 상호 영향을 끼치기 때문에 이를 모두 고려해야 하며 강의 응고에 따른 복잡한 거동을 정확히 모사하기 위해서는 고액공존영역 ( 제 1 취화영역 )의

재료 물성치를 정확히 결정하여야 한다. 하지만 고온에서의 강의 물성에 대한 정확한 정보가 아직 밝혀져 있지 않기 때문에 이를 합리적으로 결정하는 과정이 필요하다. 따라서 강의 고온물성을 결정하여 보고 주형내 열전달 상황을 파악하고 경계조건을 확립한 후 각각의 조업 변수의 변화에 따른 주편의 변형률과 응력분포에 대해 알아보고자 한다.

## 2. 이론적 배경

### 2.1 미소 편석

#### 2.1.1 미소 편석 해석 모델

응고 과정 중, 액상은 평형 분배계수에 따라 용질을 재분배하면서 응고한다. 이 때문에 액상과 응고하여 정출된 고상간에는 농도차가 발생하며, 결과적으로 응고조직 상에서 편석으로 존재하게 된다. 한편 미세 편석은 응고 중 발생하는 제 현상에 관여하기 때문에 이것을 이론적으로 취급하는 Model에 대한 연구가 종래부터 많은 연구자에 의하여 제안되었다.

용질의 미소 편석에 관한 종래의 연구 중 가장 간단한 해석하는 고상내에서 용질 확산을 무시한 Scheil의 식이다.[2]

$$C_S = kC_0(1 - f_s)^{(k-1)} \quad \text{-----} (2.1)$$

여기서  $C_S$ 는 고상내에서의 용질 농도,  $k$ 는 평형분배계수,  $C_0$ 는 초기농도,  $f_s$ 는 고상율이다.

용접과 같이 응고속도가 빠른 경우나, 치환형 고용체의 경우에는 고상중에서의 용질확산이 무시 가능하므로,[3] 이 분야에서의 용질 미소 편석을 평가할 때에는 Scheil의 식이 종종 사용된다. 그러나 Scheil의 식에서는 ,고상의 용질 농도가 고상율만의 함수이며 응고 계면의 성장속도에 무관한 점,  $f_s=1$ 에서  $C_L$  무한대로 발산하는 점, 실측된 최소용질 농도가 식(2.1)의



결과보다 높다는 점 등의 모순이 지적되고 있다.[4,5]

실제의 응고 과정 중, 고상내의 용질확산을 무시할 수 없는 경우가 많기 때문에 이것을 고려한 용질 재분배의 해석이 Brody-Flemings에 의해 제안되었다. 이들의 결과에 의하면 고상율  $f_s$ 가 시간에 비례하여 증가하는 경우

$$C_s = kC_0 \left\{ 1 - \frac{f_s}{1+\alpha k} \right\}^{(k-1)} \text{-----} (2.2)$$

고상율이 시간의 평방근에 비례하여 증가하는 경우

$$C_s = kC_0 \{ 1 - (1 - 2\alpha k)f_s \}^{(k-1)/(1-2\alpha k)} \text{-----} (2.3)$$

같이 표현된다. 여기서  $\alpha$ 는 응고 parameter로  $\alpha = D_s \theta_F / L^2$  이며  $D_s$ 는 용질의 확산계수,  $\theta_F$ 는 부분응고시간,  $L$ 은 1차 수지상정 간거리의 반이다.

식 (2.2)와 (2.3)은 고상 내 용질의 확산이 없는 경우 ( $D_s \rightarrow 0$ ), Scheil의 식인 식 (2.1)과 일치하며  $\alpha$ 값이 작을 경우, 실험 결과와 잘 일치하는 점에서 용질의 미소 편석을 예측하는데 이용되고 있다. 그러나 이 식의 가장 큰 결점은 고상 내에서 확산의 정도를 나타내는  $\alpha$ 값의 제한에 있다. 물리적으로  $\alpha$ 값은 0에서부터 무한대까지 변화하는 값임에도 불구하고 식 (2.2)에서  $\alpha$ 값은 0-0.5사이의 값을 가지도록 되어있다. 즉  $\alpha = 0.5$ 에서 식(2.3)은 평형 응고의 경우와 일치하게 되므로 냉각속도가 늦을 경우  $\alpha$ 값은 0.5 이상으로 되어 모순이 발생하게 된다. 특히 고상 내 용질의

확산이 매우 빠른 경우  $\alpha$ 값이 평형 응고가 실현되어 고상 내 용질 원소의 농도가 균일하게 되어야 하나 식(2.2)와 (2.3)의 계산 결과는  $kC_0$ 에 접근하게 되며 이것은 고려된 체적요소의 경계를 넘어서 용질 원소가 이동하기 때문에 생기는 현상이라 사료된다.

Brody-Flemings식의 결점을 해결하고 고상 내에서 용질 확산이 충분한 경우 ( $D_s \rightarrow \infty$ ) 평형응고로 되며, 용질의 확산이 늦는 경우 ( $D_s \rightarrow 0$ ), Scheil식과 일치하는 Model이 Clyne-Kurz에 의하여 제안되었다. 이들은 식 (2.4) 에서 식 (2.3)의 응고 parameter  $\alpha$  대신에 새로운 parameter  $\Omega(\alpha)$  을 사용하였다.

$$\Omega(\alpha) = \alpha \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{1}{\alpha}\right) \right\} - \frac{1}{2} \exp\left(-\frac{1}{2\alpha}\right) \text{ ----- (2.4)}$$

이들의 해석에서 Brody-Flemings 식의 결점은 개선되었지만  $\Omega(\alpha)$  의 물리적인 의미는 명확하지 않으며  $\alpha \rightarrow 0$  의 경우에  $\Omega(\alpha) \rightarrow \alpha$ 이며  $\alpha \rightarrow \infty$ 의 경우에  $\Omega(\alpha) \rightarrow 0.5$  되도록  $\Omega(\alpha)$ 을  $\alpha$ 의 적당한 함수로 설정하여 식 (2.2)와 (2.3)에서  $\alpha$ 의 범위를 0에서부터 무한대까지 확장시킨 것에 지나지 않는다.

Ohnaka는 고상율이 시간의 평방근에 비례하는 경우 고상 내의 농도분포를 2차 곡선으로 근사한 Profile Method를 사용하여 용질의 미소 편석을 해석하였다.

$$C_s = kC_0(1 - \Gamma f_s)^{\left(\frac{k-1}{\Gamma}\right)} \text{ ----- (2.5)}$$

여기서  $\Gamma = 1 - 2\alpha k$ 이다. 이식의 계산결과는 식 (2.4)의 계산

## 결과와 거의 일치한다

Kobayashi는 일반적인 Brody-Flemings의 모델을 이용하여  $C_S$ 에 대한 일반해를 도출하였다. 그러나 이 해를 이용하여 고상 내에서 용질의 농도분포를 계산하기 위해서는 합류형 초기하함수를 이용하여 수치 계산을 하여야 하므로 일반적으로 용질의 미세편석을 계산하기에는 불편한 점이 있다.

이상에서 살펴본 바와 같이 미소 편석 모델들은 그 가정을 실제 응고상태와 근접하게 설정하기는 매우 어려우며 강의 응고와 같이 포정반응 및 응고시  $\delta/\gamma$  변태를 수반하는 경우는 더욱 복잡해지기 때문에 해석적인 모델을 통하여 미소 편석 현상을 예측하기에는 한계가 존재한다. 따라서 이 모델들은 간단한 2원계 공정합금의 해석에 적용하는 것이 합당하다.

## 2.1.2 강의 미소편석 해석

강의 응고는 탄소 함량에 따라  $\delta$  또는  $\gamma$  상으로 초정이 정출하며, 이에 따라 편석 거동에 차이를 보인다. Fe-C 2원계 합금이 평형응고를 한다고 가정하면, 0.1wt%C이하의 탄소강에서는  $\delta$ 만이 정출하고 응고 완료 후  $\delta/\gamma$  변태가 일어난다. 반면 0.1~0.5wt%C 사이의 탄소강은  $\delta$ 상으로 응고하기 시작하여 액상과  $\delta$ 상 사이의 포정 반응을 통하여  $\gamma$ 상을 정출한다. 0.5wt%C 이상의 탄소강은 포정 반응을 겪지 않고  $\gamma$  상으로만 응고한다. 탄소강은 응고 시 포정 반응 및  $\delta/\gamma$ 변태를 수반하기 때문에 미소 편석의 정량적 처리를 어렵게 한다. 또한 두 가지 상의 용질 확산 속도, 평형 분배 계수, 강도, 열 팽창 계수 등과 같은 물리적 특성들이 서로 크게 다르기 때문에 미소 편석 해석을 더욱 복잡하게 만든다. 따라서 탄소 이외에 존재하는 여러 가지 첨가 원소와 불순물 원소들이 편석에 미치는 영향을 함께 고려하기 위해서는 앞 절에서 설명한 미소 편석 모델로서는 한계가 존재한다.

이와 같은 문제점들을 해결하기 위하여 Ueshima등[6-8]과 Kobayashi등[9-11]은 수치모사를 통하여 강의 미소편석을 해석하였다. Ueshima등[6-8]은 응고 중 포정 반응 및 용질 확산을 고려하여 탄소 함량과 냉각속도가 Mn과 P의 편석에 미치는 영향을 수치해석과 일방향 응고 실험을 통하여 비교 검토하였다. Kobayashi등[9-11]은 상태도와  $\delta/\gamma$  변태 계면에서의 용질 농도를 하나의 변수로 취급하여 미소 편석을 수치 해석적인 방법으로 계산하였다. Miettinen[12]은 열역학 모델을 통하여

스테인리스 강의 응고 과정을 상평형 계산과 확산 방정식을 연결 해석 함으로써 응고 후의 상변태까지 고려한 발전된 미소 편석 해석을 수행하였다. 김경현[13]은 미소 편석 해석을 통하여 고온 취화 영역에서 C, P 및 S가 편석에 미치는 영향에 대한 연구를 하였고, 이를 기초로 하여 빔 블랭크 연속 주조에 대한 수치모사에 적용하여 면세로 균열에 미치는 영향을 검토하여 더욱 진보한 연구를 수행하였다.

## 2.2 열 탄소성 해석

### 2.2.1 구성방정식

열탄소성 해석에서 응력과 변형률의 관계는 온도에 의한 재료의 유동 응력 차이와 열변형률에 의해 탄소성 해석의 경우와 차이가 생긴다. 열탄소성 변형에서 미소 총 변형률은 열변형률, 탄성 변형률과 소성 변형률로 구성되고 이들 변형률들의 합이 미소 총 변형률과 같다고 가정할 수 있다. 이 때 미소 총 변형률은 다음과 같이 표시 될 수 있다.

$$\varepsilon = \varepsilon^E + \varepsilon^P + \varepsilon^{Th} \quad \text{-----} (2.6)$$

여기서  $\varepsilon$  은 미소 총 변형률,  $\varepsilon^E$  은 탄성 변형률,  $\varepsilon^P$  는 소성변형률이고  $\varepsilon^{Th}$  는 열 변형률이다. 이때 응력은 다음식과 같이 탄성 변형률과 선형적인 관계가 성립한다.

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} ( \varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^P - \varepsilon_{kl}^{Th} ) \quad \text{-----} (2.7)$$

여기서  $C_{ijkl}$  은 탄성 구성 행렬이다. 소성 변형은 변형 경로에 따라 유동 응력이 달라지므로 식 (2.7)을 증분 형태의 식으로 나타내면 다음과 같다.

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} ( d\varepsilon_{kl} - d\varepsilon_{kl}^P - d\varepsilon_{kl}^{Th} ) + g_{ij}dT \quad \text{-----} (2.8)$$

$$\text{여기서 } g_{ij} = \frac{dC_{ijkl}}{dT} C_{klmn}^{-1} \sigma_{mn}$$

von Mises 항복식과 조합 유동 법칙 ( associated flow rule )을 이용하여 식 (2.7) 의 소성 변형률 증분항을 제거하면 식 (2.7)은 다음식으로 표시된다.

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl}^{\text{tan}} (d\epsilon_{kl} - d\epsilon_{kl}^{\text{Th}}) + \left\{ g_{ij} - \frac{C_{ijkl} s_{kl} (s_{mn} g_{mn} + r)}{s_{ij} C_{ijkl} s_{kl} - \frac{2}{3} S \bar{\sigma}} \right\} dT \quad \text{----- (2.8)}$$

$$r = -\frac{2}{3} \bar{\sigma} \frac{d\bar{\sigma}}{dT} = -\frac{2}{3} \bar{\sigma} \left( \frac{d\sigma_0}{dT} + \frac{dE_{\text{tan}}^P}{dT} \bar{\epsilon}^P \right)$$

$$C_{ijkl}^{\text{tan}} = C_{ijkl} - \frac{C_{ijkl} s_{mn} s_{pq} C_{pqkl}}{s_{rs} C_{rstu} s_{tu} - \frac{2}{3} S \bar{\sigma}}$$

$$\bar{\sigma} = \sigma_0(T) + E_{\text{tan}}^P(T) \bar{\epsilon}^P$$

$$S = -\frac{2}{3} \bar{\sigma} E_{\text{tan}}^P$$

여기서  $s_{ij}$  는 편차응력,  $\bar{\sigma}$  는 유효유동응력,  $\sigma_0$  는 초기 항복응력이고  $E_{\text{tan}}^P$  는 소성계수이다.

## 2.2.2 유한요소 수식화

재료의 체적력과 관성을 무시하면 어떤 시간  $t$ 에서 가상일의 원리에 의해 물체의 평형 상태는 아래와 같이 표시된다.

$$\int_V \sigma_{ij} \delta e_{ij} dV = \int_{S_F} P_i \delta U_i dS_F \quad \text{-----} (2.10)$$

여기서  $\sigma_{ij}$ 는 Cauchy 응력 텐서,  $e_{ij}$ 는 Eulerian 미소 변형률 텐서,  $P_i$ 는 표면하중,  $U_i$ 는 변위  $V$ 는 시간  $t$ 에서의 부피,  $S_F$ 는 시간  $t$ 에서의 표면적이다. 이 식을 원래 부피와 표면적에 대하여 나타내면

$$\int_V T_{ij} \delta \varepsilon_{ij} dV_0 = \int_{S_{F_0}} t_i \delta U_i dS_{F_0} \quad \text{-----} (2.11)$$

여기서  $T_{ij}$ 는 2차 piola-Kirchhoff 응력텐서,  $\varepsilon_{ij}$ 는 Green-Lagrange 변형률 텐서,  $t_i$ 는 원래 표면적  $S_{F_0}$ 에서 기술되는 표면하중이다. 위 식을 증분형태로 바꾸고 각 절점에서 이산화시키면 다음과 같은 행렬식을 얻는다.

$$\underline{\underline{K}} \Delta \underline{\underline{U}} = \underline{\underline{F}} \quad \text{-----} (2.12)$$

여기서  $\underline{\underline{K}}$ 는 강성행렬,  $\underline{\underline{F}}$ 는 하중벡터이고  $\Delta \underline{\underline{U}}$ 는 구하고자 하는 변위벡터이다.



## 2.3 열 전달 기본 방정식

열전달 방정식은 다음과 같이 표시된다.

$$C\dot{T} = KT_{\ddot{u}} + Q^g \quad \text{-----} (2.13)$$

여기서  $C$ 는 단위 체적 당 열용량,  $K$ 는 열전도도이며  $Q^g$ 는 단위 체적 당 총 열량 발생량이다. 열 전달 해석에서 상변화를 고려하기 위하여 다음과 같은 상변화 경계 조건을 사용한다.

$$\Delta q^s ds = \pm \frac{LdV}{dt}, \quad T = T_{tr} \quad \text{-----} (2.14)$$

여기서  $\Delta q^s$ 는 상변화에 의해 생기는 상변화 경계면에서의 열유량,  $L$ 은 상변화시 단위 부피 당 잠열이고  $V$ 는 상변화된 부피이다. 열 전달 방정식과 경계조건을 변분식으로 표시하면 다음과 같다.

$$\frac{1}{2} \int_V K T_{,i} \delta T_{,i} dV + \int_V C \dot{T} \delta T dV - \int_V Q^g \delta T dV - \int_S q_n \delta T dS = 0 \quad \text{-----} (2.15)$$

식 (2.15)를 이산화하여 선형화시키면 다음과 같은 행렬식으로 표시할 수 있다.

$$\underline{K} \underline{\Delta T}^{(i)} = \underline{Q}^{(i-1)} \quad \text{-----} (2.16)$$

## 2.4 균열 발생 감수성 인자

연속 구조 슬래브의 연탄소성 연결해석으로 얻어지는 자료로부터 슬래브 주편에 균열의 발생가능성을 판단하려면 각 결과를 상대적으로 비교가 가능해야 한다. 각각의 조건들로부터 얻어진 결과에 대한 상대적인 비교가 가능하기 위해서 먼저 비교가 가능한 균열 발생의 기준을 설정하는 것이 필요하다.

김경현[23]은 빔 블랭크에 대한 균열 해석 연구에서 다음과 같은 균열 발생 감수성 인자  $S_C$ 를 제안하였다.

$$S_C = \frac{Y_1}{Y_C} \quad \text{for } ZDT \leq T \leq LIT \quad \text{and } Y_1 > 0$$

$$= 0.0 \quad \text{for } LIT < T < T_L \quad \text{-----} (2.17)$$

여기서  $Y_C$ 는 균열 발생 임계 응력이고,  $Y_1$ 은 다음의 식으로 표현되는 최대 주응력이다.

$$Y_1 = \frac{\sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{2} + \left[ \left( \frac{\sigma_{yy} - \sigma_{zz}}{2} \right)^2 + \sigma_{yz}^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad \text{-----} (2.18)$$

주편의 파단은 응고층에 수직한 방향으로 성장한 수지상의 사이를 따라 균열이 발생되고 전파되기 때문에 응고층에 평행하게 발생하는 최대 주응력을 균열 발생의 주요 인자로서 평가하는 것이 합당하다.

### 3. 연속 주조에 대한 유한 요소법 적용

#### 3.1 유한 요소 망

연속 주조 시 주편이 겪는 변형과 응력 거동을 해석하기 위해 2-D slice 모델을 이용하였다. 주형에서의 강제 냉각으로 인해 주조방향에 비해 주조방향에 수직인 방향으로의 온도 구배가 크므로 주조 방향으로의 열전달은 무시 가능하다. 따라서 주조 중 주편의 온도장 해석을 주조 수직 방향 단면에 대해 2차원 비정상 상태 해석을 하는 것이 가능하다. 계산에 사용한 초기 요소망은 그림 3.1과 그림 3.2에 나타내었다. 대칭면이 존재하므로 계산 시간 절감을 위해 1/4 만을 해석의 대상으로 삼았다.

하나의 요소 당 8개의 절점을 가지는 2차 사면체 요소를 이용하여 유한 요소 망을 구성하였으며 감차 적분을 사용하여 계산 시간을 줄였다. 1차 요소의 경우 잠김 현상 또는 hour glassing 현상으로 인한 오차 발생 가능성이 있으므로 2차 요소를 사용하여 위와 같은 현상으로 인한 오류의 가능성을 없앴다.

연속 주조시 응력과 변형이 집중되는 응고층과 coner부근에 더 많은 mesh를 할당하여 계산의 정확도를 높였다.

해석한 슬래브의 크기와 주조 조건은 다음과 같다. 슬래브의 크기는 단면 폭 250mm 장변 폭 2200mm를 기본으로 하여 1800mm, 1600mm에서의 변화를 알아보았다. 응고시 수축분을 고려해야하기 때문에 탕면에서의 주편의 폭은 이 보다 더 큰 치수를 가지게 된다. 각 경우 사용한 치수를 표 3.1에 나타내었다. 나타낸 값은 실제 치수의 절반에 해당하는 값이다. 주형 장변 및

단변에 주형 냉각을 위한 냉각수 통로가 각각 252개, 24개씩 존재한다. 냉각수량은 장변 4725 L/min, 단변 525L/min 이며 주입 시 온도는 32℃이다.

주형 경사는 1.15%/m를 기본값으로 사용하였고 주형경사에 따른 영향을 살펴보기 위해 1.0%/m, 1.25%/m, 1.35%/m에 대해 알아보았다. 용강의 주입 시 온도는 1525℃이며 주조 속도는 1.0mpm을 기본으로 0.8mpm 1.2mpm에 대해 추가적인 해석을 진행하였다.

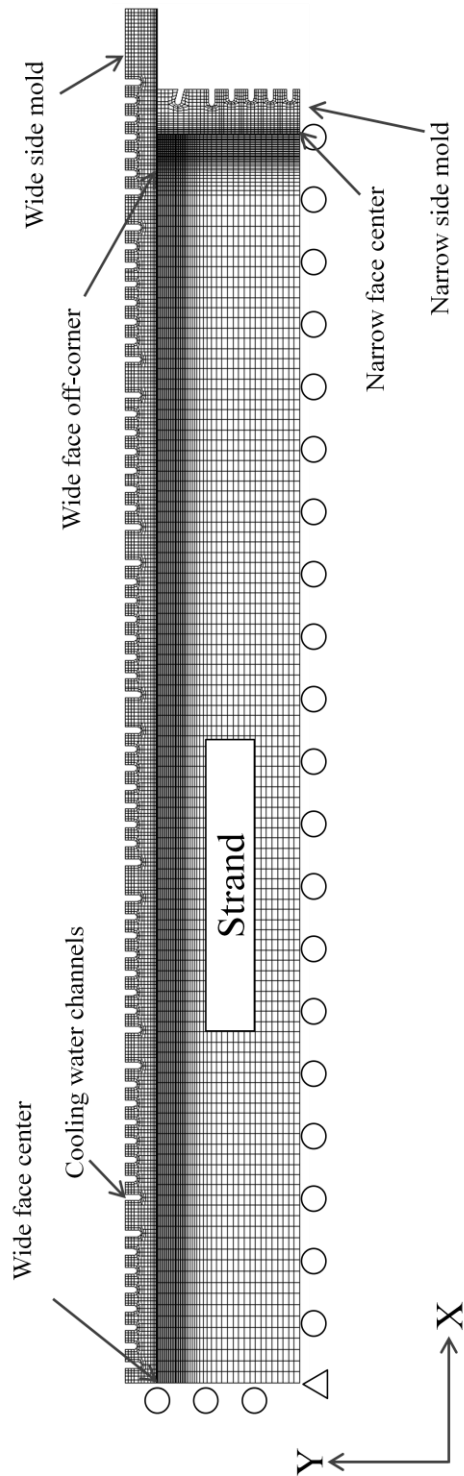


그림 3.1 계산에 사용된 주형과 주편의 FEM mesh



단변	탕면에서의 폭 ( mm )
250mm	132.25
장변	탕면에서의 폭 ( mm )
1600mm	812.876
1800mm	914.486
2200mm	1117.705

표 3.1 탕면에서의 주편 크기

## 3.2 열전달 해석

### 3.2.1 열전달 해석의 경계조건

연속 주조시 주형과 주편 사이에서의 열전달을 그림 3.2에서 나타내었다. 주형과 주편 사이의 열 유속은 다음의 식으로 표시할 수 있다.

$$q = \frac{T_{\text{steel}} - T_{\text{water}}}{R_T} \text{-----} (3.1)$$

여기서  $q$ 는 용강과 주형 냉각수 사이의 열유속,  $T_{\text{steel}}$ 은 주편의 표면온도,  $T_{\text{water}}$ 는 주형 냉각수의 온도. 그리고  $R_T$ 는 열전달에 대한 총 열저항이다. 열전달에 대한 총 열저항  $R_T$ 는 다음과 같이 각각의 열저항의 합으로 표현된다

$$\frac{1}{R_T} = \frac{1}{R_1 + R_2 + R_3 + R_4 + R_5 + R_6} + \frac{1}{R_{\text{rad}}} \text{-----} (3.2)$$

각각의 열저항은 다음과 같이 계산하였다.

1) 주형과 냉각수 사이의 열저항 :  $R_1 = 1/h_1$

주형 냉각수 통로가 관 또는 슬릿의 형태인 경우에는 냉각수가 단면적이 일정한 냉각수 통로를 일정한 속도로 통과할 때 다음과 같은 무차원 식을 이용하여 완전히 발달된  $h_1$ 을 계산하였다.



$$\frac{h_1 D}{k_w} = 0.023 \left( \frac{\rho_w u_w}{\mu_w} \right)^{0.8} \left( \frac{C_{Pw} \mu_w}{k_w} \right)^{0.4} \text{-----} (3.3)$$

여기서  $D$ 는 냉각공의 지름,  $\rho_w$ 는 냉각수의 밀도,  $u_w$ 는 냉각수의 유속,  $\mu_w$ 는 냉각수의 점도,  $C_{Pw}$ 는 냉각수의 비열,  $k_w$ 는 냉각수의 열전도도, 그리고  $h_1$ 은 주형과 냉각수 사이의 열전달 계수이다.

표 3.2에 주형과 냉각수 사이의 열저항을 구하기 위해 물에 대한 물성치를 나타내었다.

2) 주형의 열저항 :  $R_2 = 1/h_2 = d_2/k_2$

주형의 열저항은 두형 두께  $d_2$ 와 주형의 열전도도  $k_2$ 를 통해 계산하였다.

3) 주형과 주형용제 사이의 열저항 :  $R_3 = 1/h_3$

여기서  $h_3$ 는 주형 표면에서의 열전달계수이다.  $h_3$ 는 Storkman[14]이 사용한 값인  $3000\text{W/m}^2\text{K}$ 을 사용하였다.

4) 공기틈의 열저항 :  $R_4 = 1/h_4 = d_4/k_4$

공기틈의 열저항  $R_4$ 는 공기틈의 두께  $d_4$ 와 공기의 열전도도  $k_4$ 로부터 계산된다. 주형과 주편 사이의 공기틈 두께는 열탄소성 응력해석에서 주편 표면과의 변위로부터 매 단계 구하여 열저항을 계산하였다. 공기의 열전도도  $k_4$ 는  $0.1\text{W/mK}$ 을 사용하였다.

5) 주형 용제의 열저항 :  $R_5 = 1/h_5 = d_5/k_5$

주형용제를 통한 전도에 의한 열저항은 주형용제의 두께  $d_5$  와 주형용제의 열전도도  $k_5$  로 계산하였다. 주형용제의 두께는 주조 속도에 따라 변하며 조중욱[15]이 제시한 식을 통해 결정하였다. 각 주조 속도에서의 주형용제의 두께는 표 3.3에 나타내었다. 주형용제의 열전도도의 경우 Hanao[16]가 사용한  $3W/mK$ 의 값을 사용하였다.

$$d_{FLUX} = 0.9464V_c^{-0.4895} \text{ ----- (3.4)}$$

6) 주형 용제와 주편 사이의 열저항 :  $R_6 = 1/h_6$

주형용제와 주편 사이의 열전달계수  $h_6$  는 주편 표면이 온도 변화에 따라 주형용제가 결정화되기 때문에 응고가 진행됨에 따라 크게 영향을 받는다. 이러한 이유는 주형용제가 온도가 감소함에 따라 점도가 증가하고 결정화되면서 계면 저항이 급격히 커지기 때문이다. 저항 계산에 사용한 물성치를 표 3.4 에 나타내었다.

7) 열복사 저항 :  $R_{rad} = 1/h_{rad}$

공기틈이 발생할 경우 주형과 주형용제 사이에 열전달계수  $h_{rad}$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$h_{rad} = \sigma \epsilon (T_{steel} + T_{mold})(T_{steel}^2 + T_{mold}^2) \text{ ----- (3.5)}$$

여기서  $\sigma$  는 Stefan-Boltzmann 상수,  $\varepsilon$  는 주형표면과  
주편표면 사이의 평균 emissivity이다.

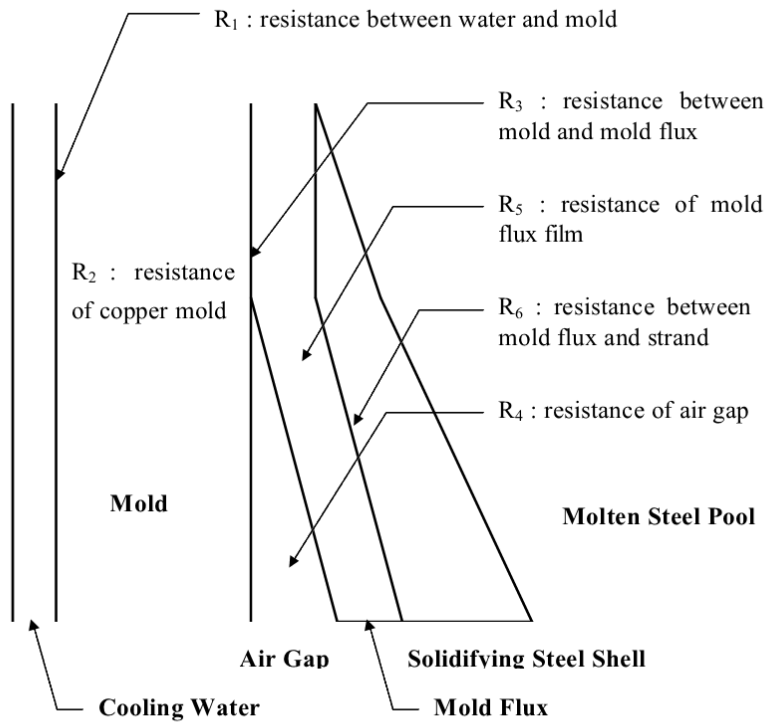


그림 3.3 연속 주조 과정 중 주형과 주편 사이에 존재하는 열저항[24]

Property	Value
Flow velocity of water, $u_w$	Wide 9.16 m/s Narrow 10.4m/s
Specific heat of water, $C_{P_w}$	4178J/kg $^{\circ}$ C
Density of water, $\rho_w$	998.2kg/m $^3$
Thermal conductivity of water, $k_w$	0.614W/m $^{\circ}$ C
Viscosity of water, $\mu_w$	792E-6 Ns/m $^2$

표3.2 냉각수의 열 물성치

주조 속도	주형 용제 두께, $d_{\text{FLUX}}$ ( mm )
0.8m/min	1.0556
1.0m/min	0.9464
1.2m/min	0.8656

표3.3 주조 속도 별 주형 용제의 두께

Temperature discription	$h_6$ , $\text{w/m}^2\text{K}$
Mold flux crystalline temperature	1000
Mold flux softening temperature	2000
Metal solidus temperature	10000
Metal liquidus temperature	20000

표 3.4 온도 변화에 따른 주형과 주형용제 사이의 열전달 계수

### 3.2.2. 열전달 해석에서의 가정

열전도 방정식을 계산하는데 있어서 주편에 대하여 다음과 같은 가정을 하였다.

1) 주조 방향으로의 열전달은 무시한다.

강과 같이 열전도도가 작은 금속에 대하여 열전달은 주로 온도 구배가 큰 쪽으로만 일어난다고 할 수 있으므로 주조 방향으로의 열전달은 무시할 수 있다. 실제로 연속 주조시 생성되는 수지상 조직은 거의 주조 방향에 수직하게 나타난다.[17]

2) 용강의 대류는 유효 열전도도  $k_{eff}$ 를 사용하여 고려하였다.

주입류 등의 영향으로 나타나는 용강의 대류를 정확히 취급하기 위해서는 유체현상도 함께 다루어야 하지만 용강의 열전도도를 크게 해 줌으로써 이 현상을 간략히 다룰 수 있다. 이 방법은 Mizikar[18]가 처음으로 사용하였으며, 그는 유효 열전도도가 용강의 열전도도에 비교하여 약 7배 정도라고 보고하였다. 이 연구에서는 Davies등[19]이 수지상 사이에서 받는 용강유동의 저항을 고려하여 제안한 다음과 같은 관계식을 사용하였다.

$$k_{eff} = k[1 + 6(1 - f_s)^2] \quad \text{----- (3.6)}$$

3) 연주기 곡률의 영향은 무시하였다.

만곡형 연주기는 연주기의 곡률이 있다는 점에서 수직형

연주기와는 응고양상이 다를 수 있다. 그러나 적분 윤곽법에 의한 계산 결과에 의하면 연주기의 곡률이 응고양상의 대칭성에 미치는 영향은 무시할 정도로 작다는 것이 알려져 있다.[20] 또한 이 연구의 계산 영역이 주형 내로 국한되므로 연주기 곡률의 영향은 없다.

4) 응고범위에서 고상분율은 미소편석해석을 통하여 계산한 고상분율-온도 관계를 따른다.

강의 고상분율과 온도 사이의 관계는  $\delta/\gamma$  변태를 수반하게 되므로 2장에서 설명한 것과 같이 Scheil, Brody-Flemings 과 Clyne-Kurz가 제안한 식과 같은 간단한 수식으로 나타낼 수 없다. 따라서 이 연구에서는 여러 가지 불순물 원소를 함유하고 있는 각각의 강종에 대하여 미소 편석 해석을 통하여 고상분율과 온도 사이의 관계를 계산하고, 이 결과를 열 전달 계산에 사용하였다.

5) 고상과 액상의 밀도는 동일하며, 주형의 침식에 의한 형상의 변화는 무시한다.



### 3.3 강의 고온 물성 결정

강의 용융점에 해당하는 약 1500℃ 근방에서의 강의 기계적 성질을 실험적인 방법을 통해 얻는 것은 어려워 아직 정확한 값은 얻은 연구는 없는 실정이다. 해석에 사용한 물성치는 Kelly등[21]이 사용한 값을 참고하였다. 이 값들은 Wray[22]가 실험을 통해 1200℃ 까지 얻은 물성치를 이용하여 얻은 값이다. 본 연구에서 사용한 값은 Kelly의 값을 변형시켜 사용하였다. 계산의 수렴성을 높이기 위해 액상영역에서의 탄성계수값을 높여주었으며 용탕에서의 거동을 모사하기 위해 용탕에서 소성변형이 일어나지 않도록 항복응력값을 높여주었다. 사용한 물성치는 표 3.5 에 나타내었다.

강의 비열은 탄소강의 엔탈피를 미분하여 얻었다. 강의 총 엔탈피는 각 상의 엔탈피와 분율을 구한 후 혼합법칙을 이용하여 구하였다.

$$H(kJ/Kg) = H_{\alpha}f_{\alpha} + H_{\gamma}f_{\gamma} + H_{\delta}f_{\delta} + H_l f_l \quad \text{-----} (3.6)$$

각 상의 엔탈피는 ChunSheng Li[27]이 제시한 식을 사용하였으며 상분율은 미소 편석 해석을 통해 얻은 값을 사용하였다.

중탄강은 냉각 중 포정 반응을 거치게 된다. 응고 초기에  $\delta$  상으로 응고하기 시작하여 고액공존영역에서 동시에  $\delta/\gamma$  변태가

일어나므로 상변태 동안 순간 열팽창계수는 최대값에서 감소하고, 완전한  $\gamma$  상으로 변태하면 낮은 상수값을 갖는다. 열팽창 계수는 상변화에 따른 밀도 변화를 이용하여 구하였다. 사용한 식은 다음과 같다.  $T_{ref}$ 는  $1496.9^{\circ}\text{C}$ 를 사용하였다.

$$\alpha = (\text{TLE}(T_{ref}) - \text{TLE}(T)) / (T_{ref} - T) \quad \text{-----} (3.7)$$

$$\text{TLE(Thermal Linear Expansion)} = \sqrt[3]{\frac{\rho(T_{ref})}{\rho(T)}} \quad \text{-----} (3.8)$$

계산된 값은 그림 3.4 에 나타내었다.

Temp(°C)	Elastic Modulus	Yield Stress
	GPa	MPa
900	20.46	20.46
1200	7.738	7.738
1400	4.3	4.3
1450	3.385	3.385
1477.9	2.97	2.97
1506	10	1

표 3.5 탄소강의 고온에서의 기계적 물성치

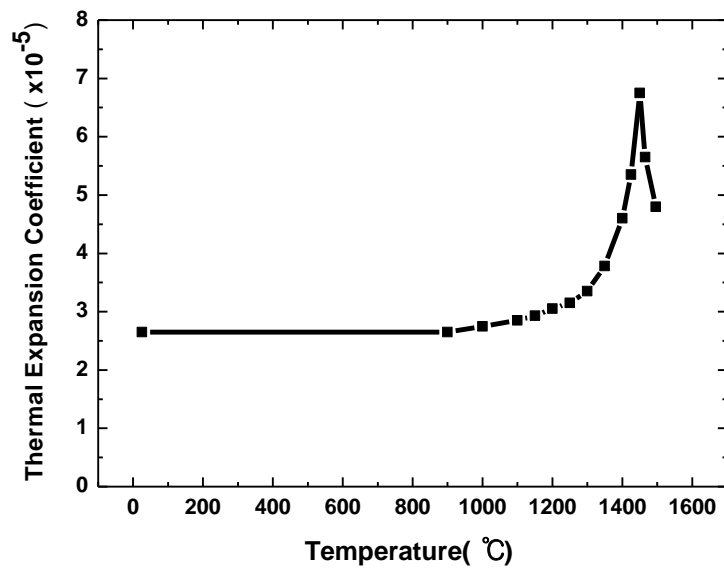


그림 3.4 0.9wt%C 탄소강의 열 팽창 계수

### 3.4 임계 변형률

재료 파단과 직접적으로 관계된 소성 변형률을 균열 발생의 지표로 보고 연속 주조 중 주편에 발생하는 변형률을 통하여 균열의 발생을 예측하여 보았다. Nagata등[25]은 임계 변형률의 결정요인으로 변형률 속도, 강종, 응고층의 두께들로 정하고 이를 통하여 임계 변형률을 결정하였다.

$$\epsilon_C = \epsilon_{C_0} \left( \frac{\dot{\epsilon}}{3 \times 10^{-4}} \right)^{-0.167} \text{-----} (3.9)$$

하지만 위의 식은 변형률 속도를 제외한 다른 요인들을 미리 측정하여 표준화된 변형률  $\epsilon_{C_0}$ 를 결정해야 하기 때문에 사용하기에 복잡하다. 따라서 원영목[24]이 제안한 임계 변형률 식을 사용하였다. 균열이 발생하는 임계 변형률에 영향을 미치는 인자들은 고온 취화 영역의 크기와 변형률 속도 두 가지로 보고 이 두 가지 변수를 통해 임계 변형률 식을 제안하였다.

$$\epsilon_C = \frac{\varphi}{\dot{\epsilon}^{m^*} \Delta T_B^{n^*}} \text{-----} (3.10)$$

여기서  $\varphi$ 는 비례상수이며,  $m^*$ 은 임계 변형률에 미치는 변형률 속도 민감도이고  $n^*$ 은 임계 변형률에 미치는 고온 취화 영역 지수이다. 각각의 값들은 식 ( 4.2 ) 를 비선형 수식화 방법을 통하여  $\varphi = 0.02821$  ,  $m^* = 0.3131$ ,  $n^* = 0.8638$ 로 결정하였다. 고온 취화 영역은 미소 편석 해석을 통해 계산을 통해 LIT와

ZDT사이의 영역으로 결정하였다. LIT이상의 온도에서는 균열이 발생하더라도 액상이 균열 사이를 채워줄 수 있어 균열이 발생하지 않기 때문이다.

## 4. 해석 결과

### 4.1 온도 분포

연속 주조시 발생하는 응력의 주 원인은 주변 내 온도 구배에 따른 열응력이다. 따라서 주형 내에서 용강이 응고 될 때 주변의 온도가 어떻게 변하는지 확인해 보았다.

그림 4.1에 주형 출구에서의 온도 분포를 나타내었다. 응고층에 수직한 방향으로 온도 구배가 형성되어 있으며 응고층에 평행한 방향으로 균일한 분포를 나타내고 있다. 장변의 온도는 약  $1000^{\circ}\text{C}$ 까지 냉각되었다. 주변의 corner 부근은 주형의 장변과 단변 모두에 의해 냉각되어 주변보다 더 낮은 온도를 나타내었다. corner tip 부분은 약  $800^{\circ}\text{C}$ 정도까지 냉각되었다. 주변의 폭은 실제 조업에서는 SEN에서 분출되는 용강의 유동으로 인하여 주변의 온도분포에 영향을 주는 인자이지만 이번 연구에서 사용한 해석모델에서는 유동을 유효 열 전도도라는 간접적인 방법을 통해 고려하므로 이에 따른 차이가 나타나지 않게 되었다.

주조 속도에 따른 온도 분포 차이는 확인 할 수 있었다. 주형 출구에서의 장변 표면에서의 온도를 표 4.1에 나타내었다. 주조 속도가 올라갈 수록 주변의 표면 온도가 상승하였다. 이러한 결과가 나온 이유는 주조 속도가 증가할수록 용강이 주형 내에 머무는 시간이 줄어들게 되어 냉각 시간이 줄어들기 때문이다.

주조속도에 따른 열유속을 그림 4.2에 나타내었다. 그림 4.2는 장변 표면 중심에서의 열 유속을 나타낸다. 주조속도가 증가할 수록 더 높은 열 유속 값을 나타내었다. 특히 주조 초반에 그 차이가 더

크게 나타났는데 이 차이는 주조속도에 따른 주형 용제의 두께 차이로 인해 나타난 것으로 생각된다. 주조 초반에는 전체 열저항 중에서 주형용제의 열저항과 주형과 주형용제, 주형용제와 주편 사이의 계면에서의 열저항의 영향이 크기 때문에 주형용제의 두께에 따른 차이가 크게 나타나지만 주조 후반으로 갈수록 응고층이 두꺼워지고 응고층에 의한 열저항이 커지면서 주형용제의 두께에 의한 영향이 적어져 열유속의 차이가 크게 나타나지 않게 된다.

주조 속도가 증가할 때 열 유속이 증가하여 냉각되는 속도는 빨라지지만 주형 내에 머무는 시간은 줄어들어 주형 출구에서의 응고층 두께는 얇아지며 주편 표면의 온도는 상승하게 된다.



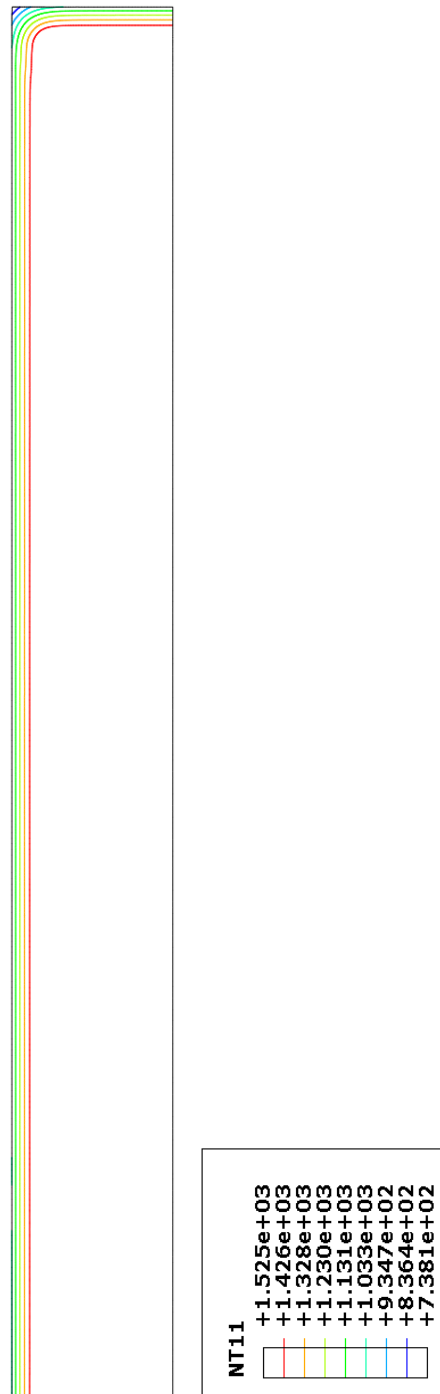


그림 4.1 주형 출구에서 주변의 온도 분포

주조 속도	주편 표면 온도 (℃)
0.8m/min	1013
1.0m/min	1033
1.2m/min	1050

표 4.1 주조 속도에 따른 주형 출구에서 주편의 표면 온도

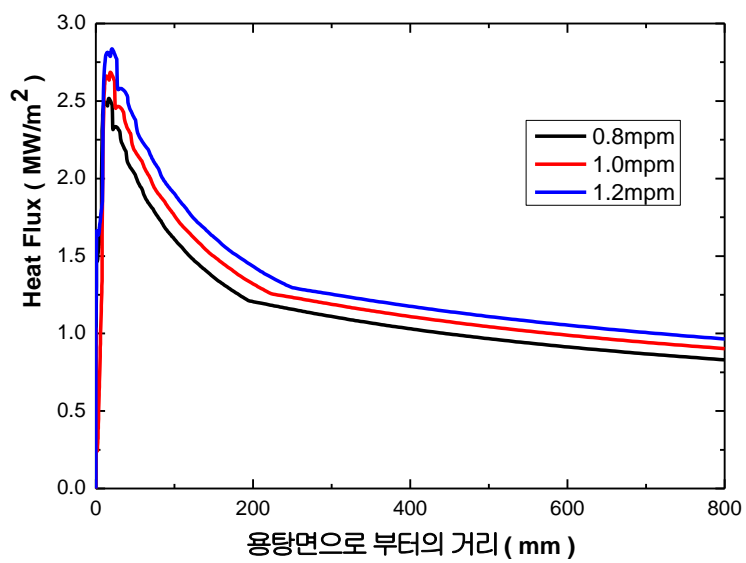


그림 4.2 주조 속도에 따른 열 유속 변화

## 4.2 응력 해석

### 4.2.1 주편의 응력 분포

취성을 가지는 재료에 대하여 최대 주응력을 통해 균열 발생을 예측하는 것이 효과적이라는 것이 알려져 있다. 역학적 관점에서 면 세로 터짐은 주형 내 초기 응고층의 표층부에 가해지는 인장 응력이 1차 수지상의 파괴 강도를 초월할 때 발생한다. 주편에 작용하는 응력은 1)응고층의 주형 측과 용강 측 간의 온도 구배에 기인한 열응력 2)철정압에 의하여 응고층에 수직으로 작용하는 응력 3) 주형-응고층간의 마찰응력 4)공기틈 생성시 철정압에 의하여 depression부에 작용하는 구부림 응력 등이 있다. 이 중 온도 구배에 의한 열 응력이 가장 크고 그 다음은 구부림 응력이라고 알려져 있다.

그림 4.3은 유한 요소법을 통해 계산된 최대 주응력이다. 응력의 주된 원인은 온도 구배에 따른 열 수축 차이로 인한 열 응력이며 주형과 접하는 면에 평행한 방향으로 응력이 발생하게 된다. 그림 4.4에 연주 주편에서 발생하는 열응력의 발생기구를 모식적으로 나타내었다. 주형 내에서 응고층이 생성되면 차가운 주형과 접하고 있는 응고층 표면과 용강과 접하고 있는 응고층 내부 사이에 온도 구배가 발생한다. 응고층 표면은 응고층 내부에 비하여 저온이므로 더 큰 수축을 하려고 하지만 고온의 응고층 내부가 표면의 수축을 저지하므로 응고층 표면에는 인장응력이 발생한다.

열 응력 외에도 주형경사에 의한 응력 역시 발생한다. 용강은 주형 내에서 응고시 2.0~2.5%의 응고 수축이 발생하게 되는데 이

를 보상하기 위하여 주형경사를 부과한다. 슬래브 연속 주조시 용강의 철정압 때문에 장변 측으로는 공기틈이 거의 형성되지 않지만 일반적으로 0.5%/m 정도의 장변 주형 경사를 부과하고 단변 주형 경사의 경우 조업 조건에 따라 1.0~2.0%/m의 주형경사를 사용한다. 공기틈이 발생하는 것을 방지하기 위해 용강의 수축분보다 조금 더 크게 주형경사를 부과하기 때문에 응고층은 압축응력을 받게 된다. 열 응력에 의하여 응고층에 평행한 방향으로 균일하게 응력이 분포하게 되며 corner부근에 가까워 질수록 주형경사에 의한 압축 응력으로 응고층 표면에 인가된 인장응력이 완화되는 것을 확인 할 수 있다.

주편의 표면결합과 특히 균열의 발생기구를 논할 때 단순히 연속 주조시에 발생하는 응력의 크기만 다루기보다는 이를 취화영역과 연관지어 논의한다. 주형 내에서의 응고 과정에서는 제 1영역 취화 구간에 해당하기 때문이다. 이 취화 구간에서는 수지상 사이의 액막 형성으로 인해 연성이 급격히 떨어지게 되고 따라서 낮은 응력에서도 균열이 쉽게 발생하게 된다.

균열 발생민감도 지수는 주편의 폭 중앙부와 corner부에서 나타났다. 그림 4.5에  $S_C$ 분포를 나타내었다. 탕면으로부터 약 100mm 밑에서 최대값을 나타내었는데 주편의 폭 중앙부에서는 약 0.01 정도의 값을 나타내었고 corner부근에서는 1.5 정도의 값을 나타내었다. corner에 비하여 폭 중앙부에서  $S_C$ 값이 작게 나타났는데 폭 중앙부와 corner에서의 응력값은 비슷한 정도로 나타났지만 폭 중앙부에서는 고온 취화 영역에 해당하는 부위와 응력이 인가되는 곳이 일치하지 않아  $S_C$ 값 자체는 크게 나타나지 않았다.

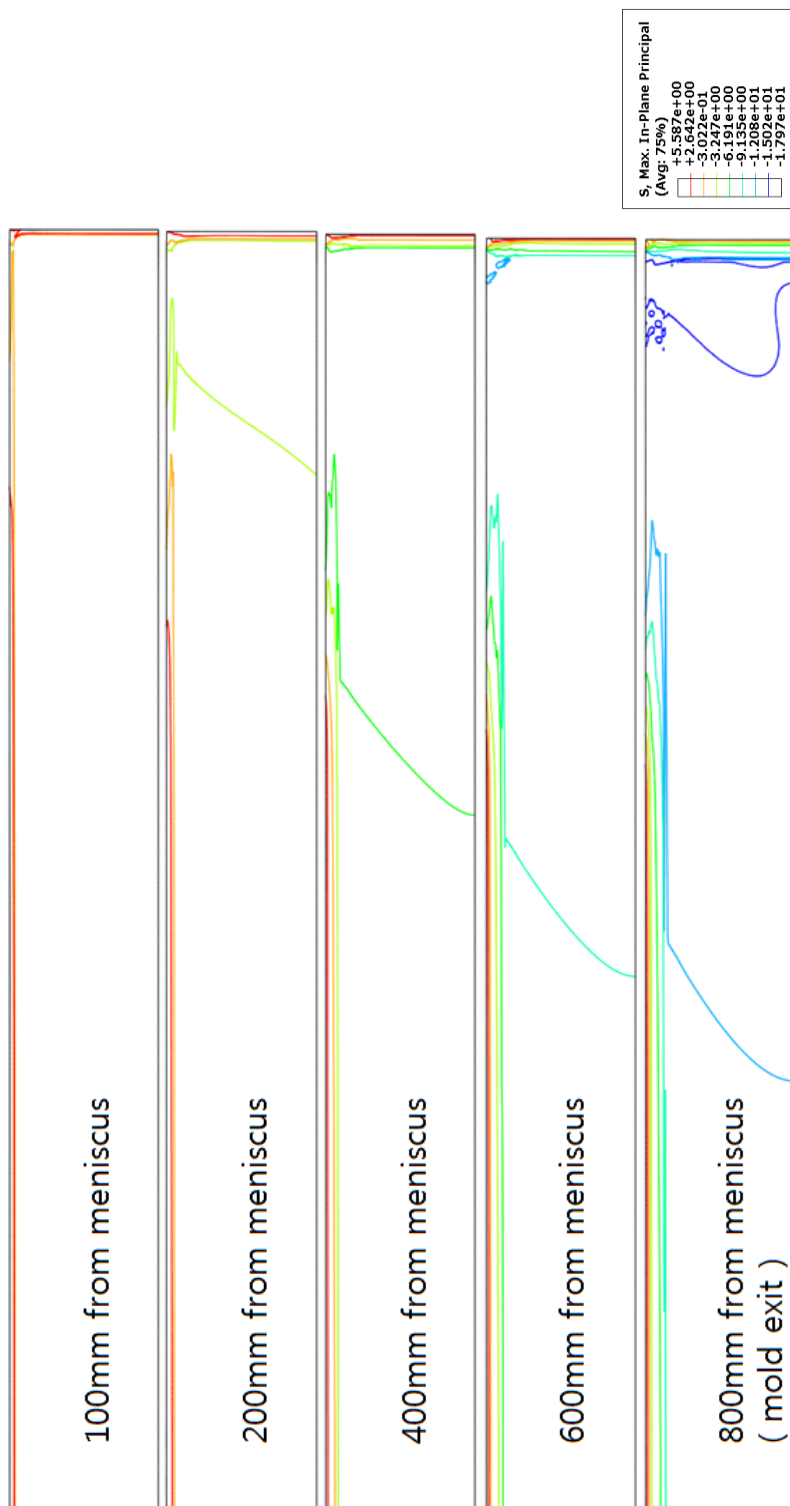


그림 4.3 주조 거리에 따른 주편의 응력 변화

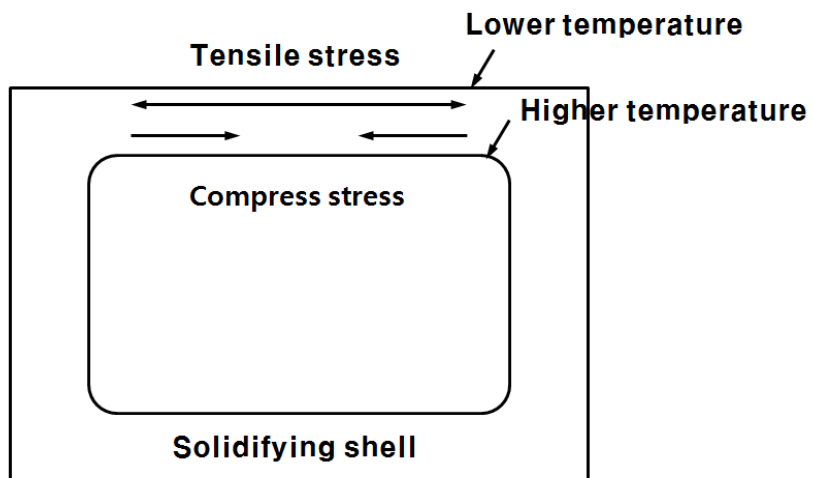


그림 4.4 연속 주조 주변에서의 열 응력 발생 기구

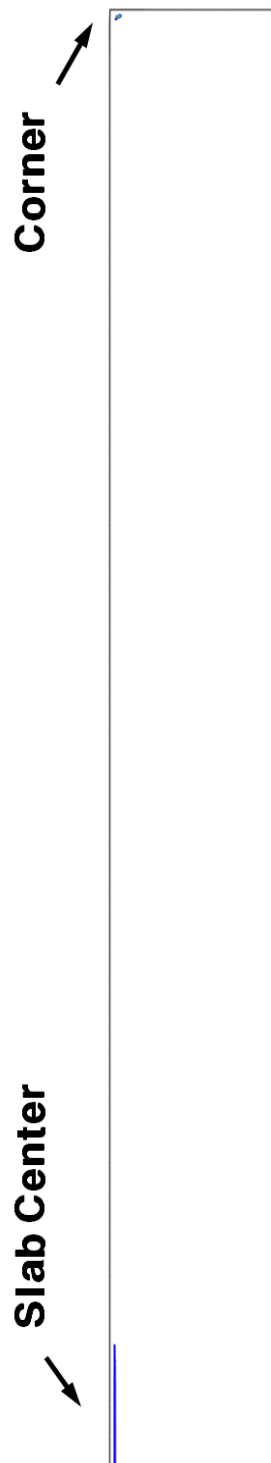


그림 4.5 연속 구조 주변의 균열 민감도 지수 분포



## 4.2.2 주형경사

주형경사의 영향은 총 1.0%/m, 1.15%/m, 1.25%/m, 1.35%/m 네 가지 경우에 대해 비교를 해보았다. 너무 작은 주형 경사는 공기틈의 발생을 충분히 보상하지 못하기 때문에 열 유속이 감소되어 얇은 응고층을 형성하고, 벌징에 의해 면 세로 균열의 발생 가능성이 증가한다. 반면 너무 큰 주형경사는 주형 마멸을 발생시키고, 면세로 균일이나 심한 경우 응고층 터짐을 발생시킨다.[24]

그림 4.6에 각각의 주형경사에서의 장변 측 표면 응력 최대값을 나타내었다. 응력의 최대값은 용탕면으로부터 약 100mm 떨어진 곳에서 발생하였다. 주형 경사가 증가할수록 응력의 최대값이 감소하는 것으로 나타났다. 주형 경사가 클수록 주편을 충분히 눌러줄 수 있으므로 응고에 따른 수축을 보상하는 동시에 주편 표면에 생성되는 인장응력을 상쇄시킬 수 있다. 1.0%/m 의 경우 수축분을 충분히 보상하지 못해 공기틈의 형성이 다른 경우에 비하여 크게 나타났다. 공기틈의 형성은 열 저항을 크게 만들어 응고가 진행되는 것을 막기 때문에 너무 작은 주형 경사는 균열발생의 원인이 될 수 있다. 반대로 1.35%/m의 경우 주형과의 접촉압력이 크게 나왔는데 이는 주형의 마모를 유발할 수 있어 수축 보상과 마멸을 동시에 고려하여 주형경사를 결정하는 과정이 필요하다.

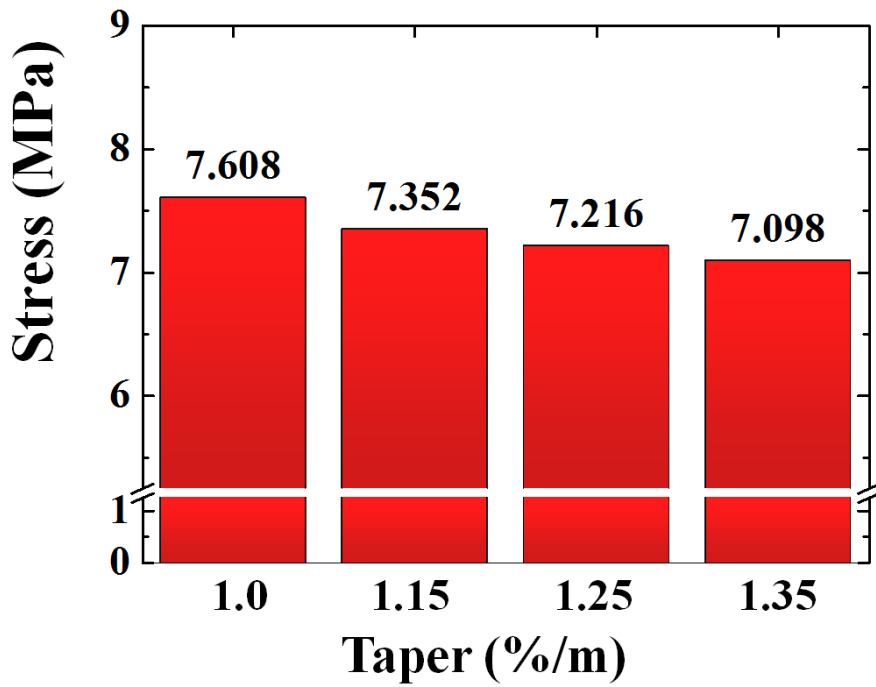


그림 4.6 주형 경사에 따른 장변 측 표면 응력 변화

### 4.2.3 주조 속도의 영향

일반적으로 연속 주조시에 주조 속도가 빨라지는 경우 주편 표면의 세로 균열 발생 가능성이 높아진다고 알려져 있다. 그림 4.7에 주조 속도 별 표면에서의 응력 최대값을 나타내었다. 주조 속도가 증가함에 따라 응력이 감소하는 것을 확인할 수 있다. 이는 일반적으로 알려져 있는 사실과는 다른 결과이다.

주조 속도가 증가할 때 면세로 균열이 증가하는 이유는 주조 초기 생성되는 응고층의 불균일이 증가하기 때문이라고 알려져 있다. 주조 초기 생성된 불균일한 응고층은 특정영역에서 공기틈을 유발하고 생성된 공기틈으로 인해 열전도도가 떨어져 응고층이 형성되는 것을 방해한다. 이렇게 생성된 얇은 응고층에서 응력이 집중되며 균열이 발생하는 원인이 된다. 특히 0.1~0.18wt%C의 포정강은  $\delta/\gamma$  변태로 인하여 위와 같은 현상이 더욱 두드러지게 발생하게 된다.

하지만 본 연구에서 사용한 해석모델에서는 응고층의 불균일을 생각할 수 없어 이와 같은 현상을 고려할 수 없었다. 불균일한 응고층의 형성이 없는 상태에서 주편은 주조속도가 느릴수록 더 큰 응력이 발생하였는데 주조속도가 느릴 때 주형 내에 머무는 1차 냉각 과정에서 더 많은 수축을 하기 때문이라고 생각된다. 주조 속도가 느릴 경우 주형을 통과하는 시간이 길어지게 되고 주조 속도가 빠른 경우에 비해 주형 내에서 더 많이 수축하게 된다. 하지만 주형경사는 동일하기 때문에 수축에 의한 표면의 인장응력을 충분히 보상해주지 못하게 되어 주조 속도가 빠를 때에 비해 느린 경우가 더

큰 인장응력이 인가되는 것이다.

실제 조업에서도 위와 같은 현상이 존재할 것으로 생각되지만 불균일한 응고층의 형성이 위의 현상보다 더 지배적인 요인이 되어 실제 조업에서는 주조 속도가 증가할 때 균열의 발생이 증가하는 경향이 나타나는 것으로 생각된다.

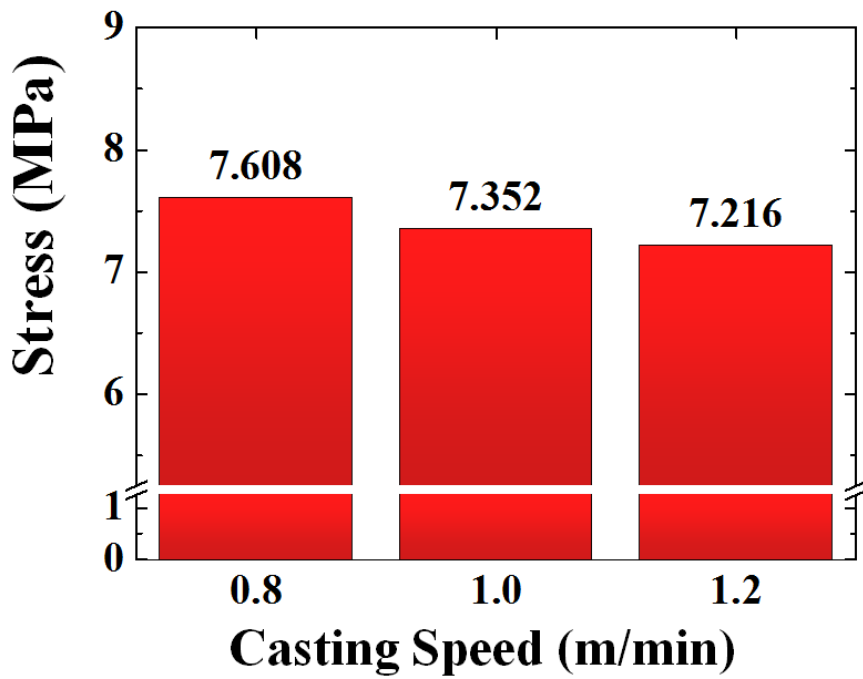


그림 4.7 주조 속도에 따른 장변 측 표면 응력 변화

#### 4.2.4 주편 폭의 영향

연속 구조 중 주편에 인가되는 응력 중 주형-응고층간의 마찰 응력과 공기틈 생성시 철정압에 의하여 depression부에 작용하는 구부림 응력이 주편 폭의 영향을 받는다.[1] 마찰응력의 경우 폭에 비례하며 구부림 응력은 응고층이 얇을수록 커지고 구조폭의 제곱에 비례한다고 알려져 있다. 따라서 응고층의 폭 중앙부의 인장응력은 주편의 폭이 클수록 커지며 균열이 발생할 가능성도 그에 따라 커진다.

주편 폭 1600mm, 1800mm, 2200mm에 대해 응력 분포를 비교하여 보았다. 폭 중앙부에서 인장응력의 최대값이 나타났으며 각 경우에서의 응력 최대값은 그림 4.8에 나타내었다. 폭이 증가할 때 폭 중앙부에서 발생하는 응력의 최대값은 증가하는 것으로 나타났다 하지만 그 차이가 현저하게 크게 나타나지는 않았는데 이는 철정압을 고려하지 않아 구부림 응력에 의한 영향이 고려되지 못하였고 주형과 응고층간의 마찰 응력은 주편에 인가된 전체 응력 중에서 큰 영향인자가 아니기 때문이다.

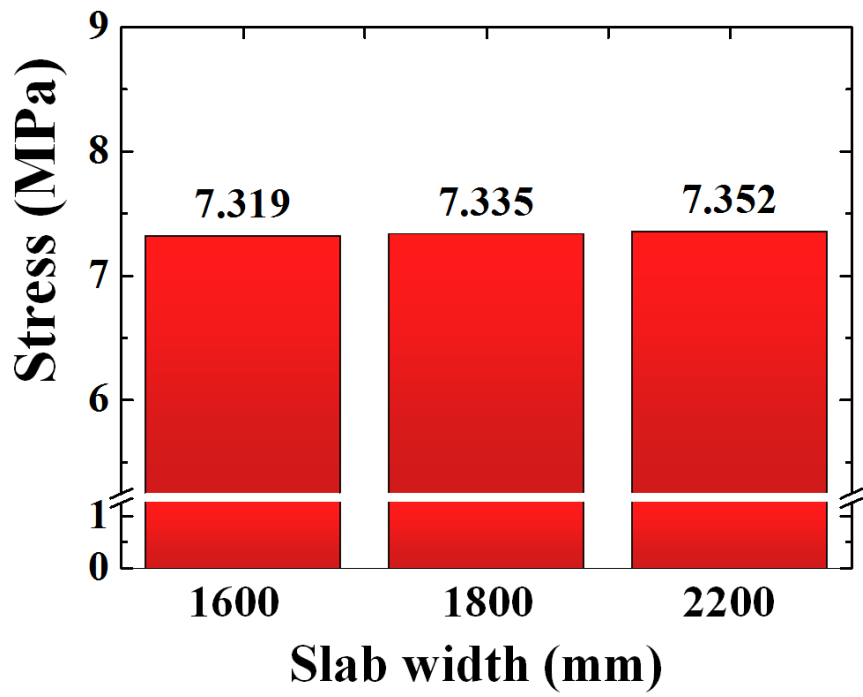


그림 4.8 주변 폭에 따른 장변 측 표면 응력 변화

## 4.3 변형률 해석

### 4.3.1 주편의 변형률 분포

그림 4.9은 주형내의 각 위치에서의 변형률 분포를 나타낸 것이다. 응고층에서 폭 중앙부와 corner에서 변형률이 집중되고 있는 것을 확인할 수 있다. 폭 중앙부에서는 폭 방향으로 인장되는 방향으로 변형률이 나타났으며 코너부에서는 두께 방향으로 인장되는 변형률이 나타났다. 변형률이 발생한 방향을 보았을 때 폭 중앙부에서 나타난 변형률은 응고에 따른 수축률 차이로 인가된 응력에 의해서 발생한 것으로 생각되며 corner부에서 나타난 변형률은 주형 경사에 의한 압축응력으로 인해 발생한 것으로 생각된다.

corner부근에서의 변형률을 자세히 살펴보면 응고 초기와 주형 출구에서 변형률의 발생 원인이 다른 것을 확인할 수 있다. 그림 4.10과 4.11에 주조 초기 용탕면으로부터 약 100mm 아래에서의 변형률과 주형 출구에서의 변형률을 방향에 따라 나타낸 것이다. 주조 초기의 변형률을 방향에 따라 성분을 나누어서 살펴보면 x축 방향( 폭 방향 )으로 인장된 부분과 y축 방향( 두께 방향 )으로 인장된 부분을 확인할 수 있었는데 장변의 수축과 단변의 수축에 따라 장변 측은 x축 방향으로 단변측은 y축으로 인장되어있었다. 이 시점은 코너부의  $S_c$ 값 가장 크게 나타나는 곳과 일치했다. 주조가 점차 진행됨에 따라 주형경사에 의한 압축응력이 corner부에 가해지게 되어 x축으로 인장되어있던 변형률은 점차 사라지고 corner부의 변형률이 모두 y축으로 방향으로 바뀌게 되었다. y축 방향 변형률은 점점 커져 corner로부터 장변측으로 약 40mm떨어진 off-



coner부근에서 최대값을 나타내었다. corner부에 인가되는 변형률은 열 응력에 의한 변형과 주형경사에 의한 변형으로 나눌 수 있고 주조 초기에 열응력에 의한 영향이 컸다가 점차적으로 주형경사에 의한 영향이 커지는 것으로 생각된다.

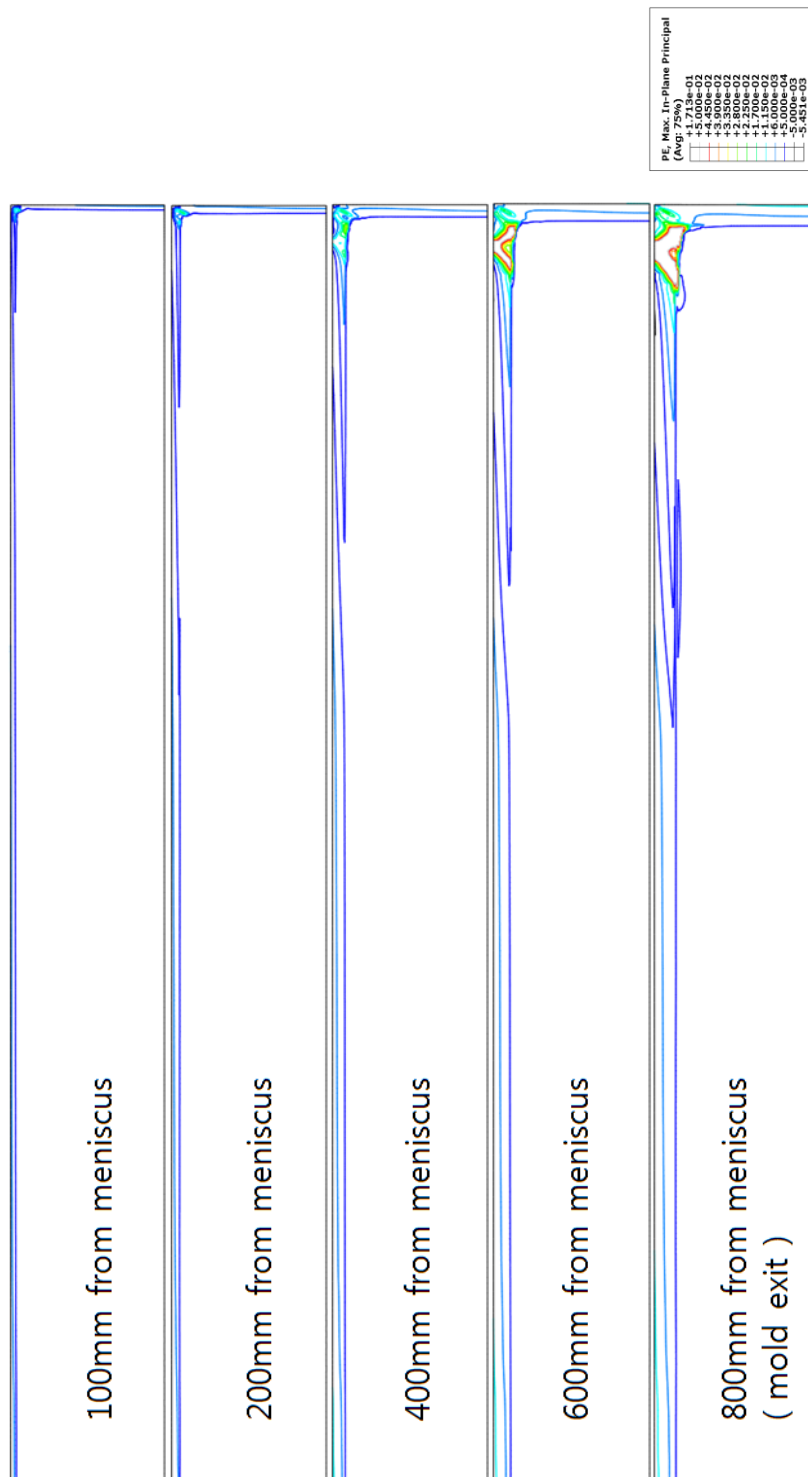


그림 4.9 주조 거리에 따른 주편의 변형률 변화

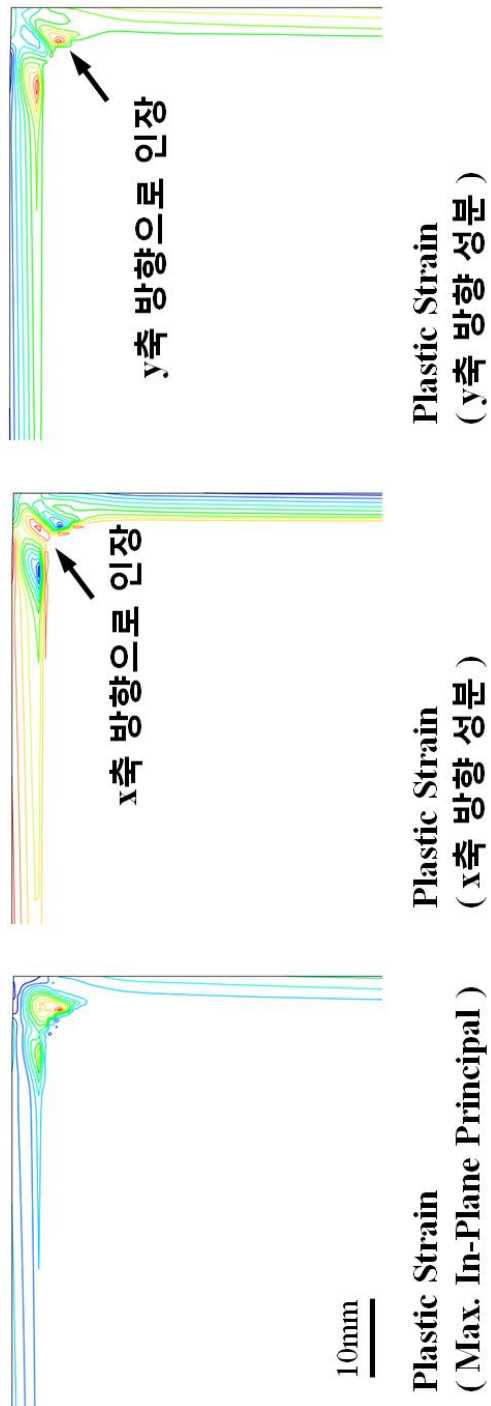
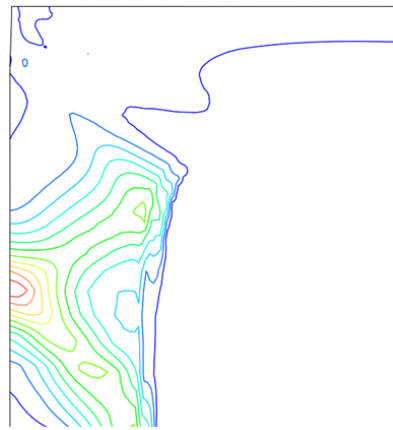
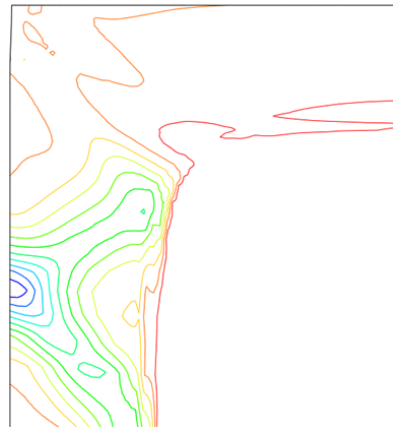


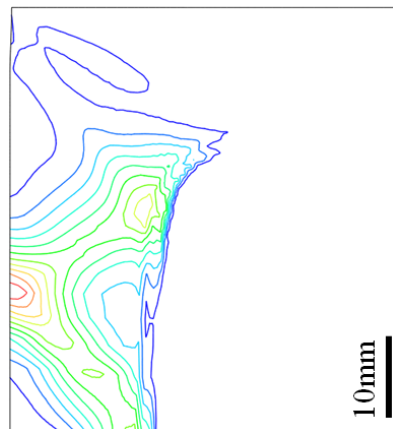
그림 4.10 용탕면으로부터 100mm 밑에서의 corner부근 변형률 분포



Plastic Strain  
(y축 방향 성분)



Plastic Strain  
(x축 방향 성분)



10mm

Plastic Strain  
(Max. In-Plane Principal)

그림 4.11 주형 출구에서의 corner 부근 변형률 분포

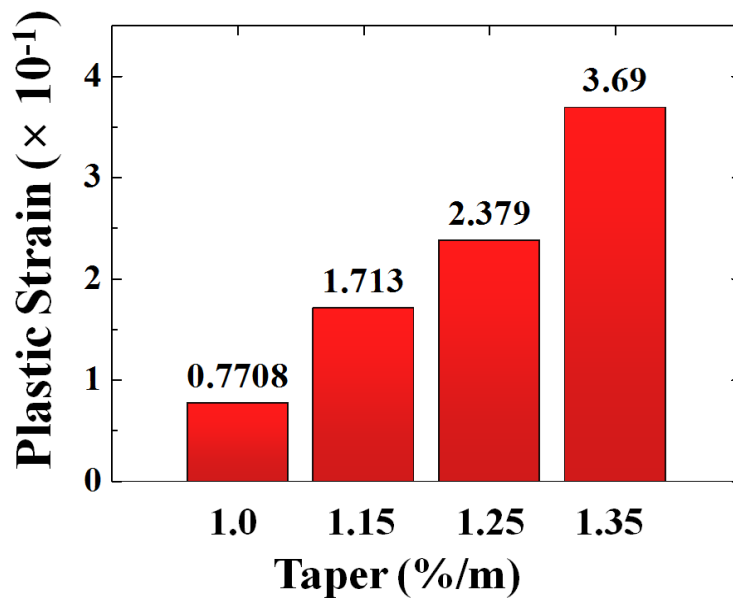
### 4.3.2 주형 경사의 영향

주형 경사에 따른 변형률 값을 그림 4.12에 나타내었다. 주형 경사가 큰 경우 코너에서의 소성변형률이 증가하였으며 중앙부에서도 다소 증가하는 경향을 나타내는 것을 확인 할 수 있었다.

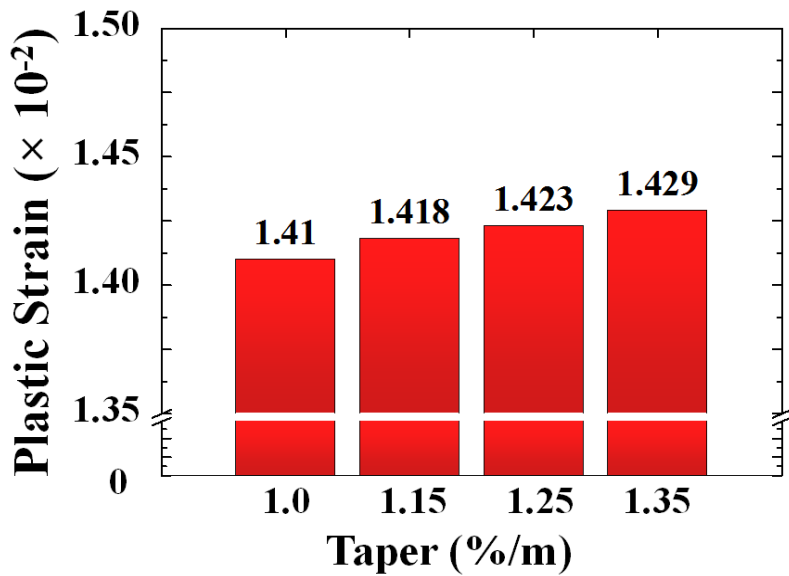
corner부터 확인을 해보면 off-corner에서 최대값을 나타내었으며 주형 경사가 증가함에 따라 변형률값이 급격히 상승하는 것을 확인 할 수 있다. 과도한 주형경사가 주어질 경우 단변의 주형은 장변측 응고층에 압축응력을 주게 되고 이 압축응력에 의해 좌굴현상이 나타나게 된다. [26] 좌굴현상으로 인해 depression이 형성될 경우 열전달이 원활히 일어나지 않아 균열 발생을 야기시킬 수 있다. 좌굴의 형성 메커니즘을 그림 4.13에 나타내었다. 적당한 주형 경사에서도 위와 같은 좌굴 현상이 나타날 수 있는데 일반적으로 선형의 주형경사는 주형 출구에서 응고층의 수축분을 넘기 때문이다.

폭 중앙부의 경우 주형경사가 증가하면 압축응력으로 인해 폭 중앙부에서의 인장응력이 상쇄되어 변형률도 적게 나올 것으로 예상하였으나 반대로 변형률이 적은 양이지만 증가하였다. 변형률이 증가한 이유를 찾기 위해 장변 측과의 접촉압력을 확인하여 보았고 그 값을 그림 4.14에 나타내었다. 주형경사가 증가할 때 장변과의 접촉압력이 증가하는 것을 확인할 수 있는데 주형경사에 의해 폭 방향으로 압축응력을 받은 주편이 두께 방향으로 늘어나게 되었고 이 때문에 주형 장변 측과 접촉하게 되면서 두께 방향으로 압축응력을 받게 된 것으로 생각된다. 이 압축응력으로 인하여 추가적인

변형률이 발생하게 되어 변형률이 증가한 것으로 보인다.



(a) corner에서의 소성 변형률



(b) 폭 중앙부에서의 소성 변형률

그림 4.12 주형 경사에 따른 (a)corner 와 (b)폭 중앙부에서의 소성 변형률

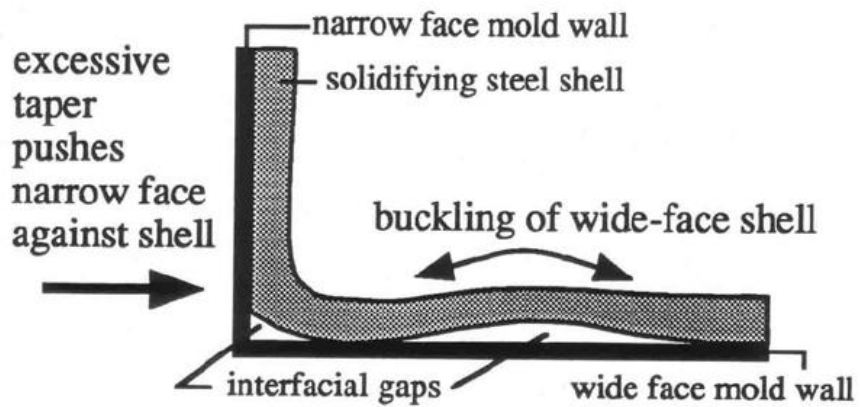


그림 4.13 과도한 주형 경사가 주어졌을 때 좌굴에 의한 depression 형성 기작[26]



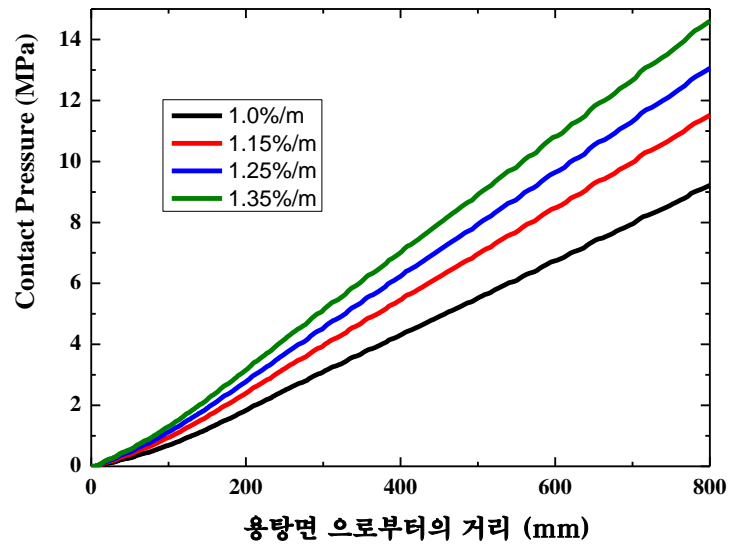


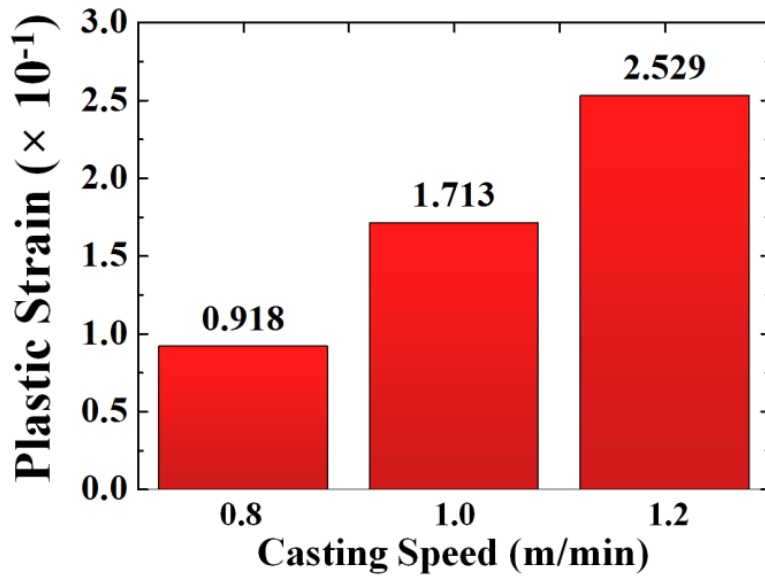
그림 4.14 주편의 폭 중앙부에 가해지는 접촉 압력

### 4.3.3 주조 속도의 영향

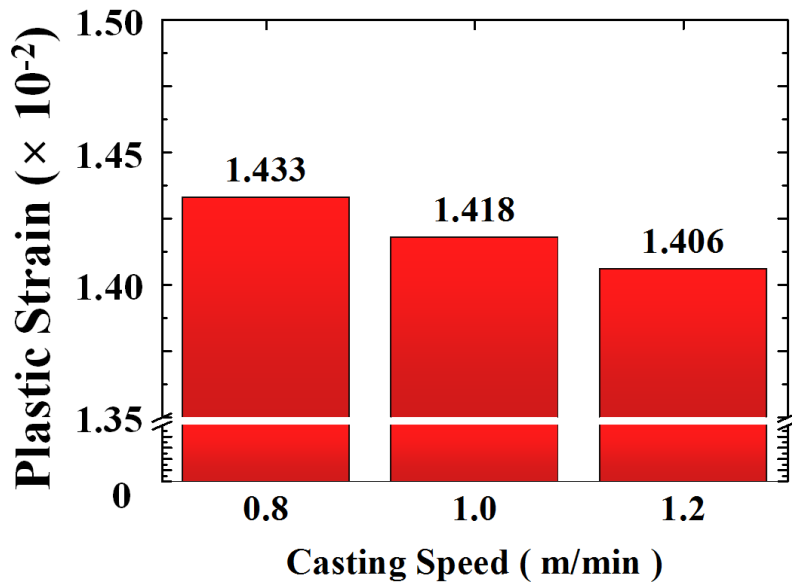
주조 속도의 영향을 살펴보았다. 그림 4.15에 주조 속도 별 소성 변형률을 나타내었다. corner부분부터 살펴보면 주조 속도가 증가함에 따라 소성변형률이 커지는 것을 확인 할 수 있었다. 앞선 응력 분석에서 주조 속도에 따라 주형내에서 수축되는 양이 달라 주형 경사의 영향이 달라지는 것을 확인하였다. 주조 속도가 빠르면 주편의 수축분을 주형경사가 과하게 보상하게 되어 주편에 가해지는 압축응력이 커지게 되고 그로 인해 주편의 off-corner부에서 변형률이 생성 된 것으로 생각된다.

폭 중앙부에서는 주조 속도가 증가할 때 소성 변형률이 감소하였는데 이는 응력 해석에서 본 바와 같이 주조 속도가 증가하면 주형 내에서 형성되는 응고층의 두께가 얇아지고 응고에 의한 수축도 적어지기 때문에 주형경사에 의해서 압축응력을 더 많이 받게 되어 인장응력의 상쇄가 일어나고 이에 따라 인장응력에 의한 소성변형률도 적게 나타나는 것으로 생각된다.

주조속도가 빨라지게 되면 주편이 주형 내에 머무는 시간이 줄어들게 되고 수축되는 양이 적어지게 된다. 따라서 이에 맞춰 주형 경사를 맞춰야 할 필요가 있다.



(a) corner에서의 소성 변형률



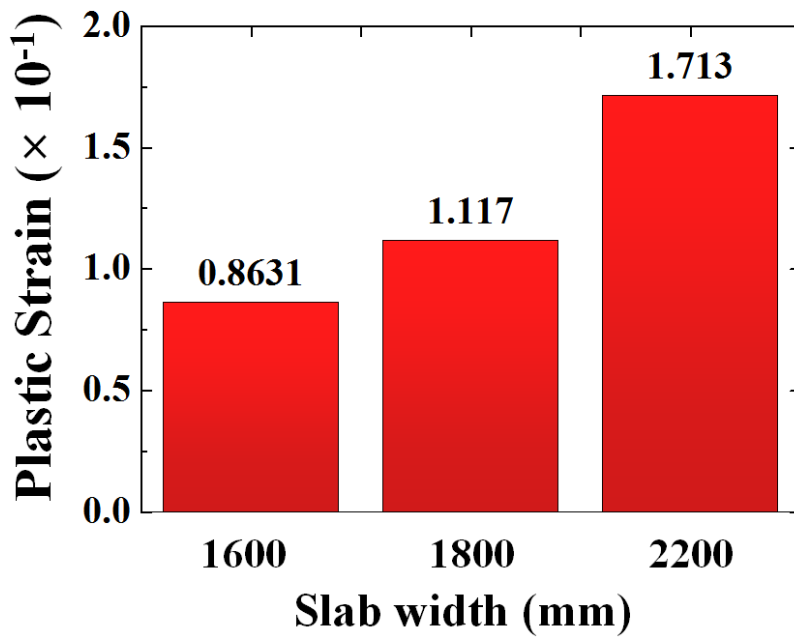
(b) 폭 중앙부에서의 소성 변형률

그림 4.15 주조 속도에 따른 (a)corner 와 (b)폭 중앙부에서의 소성 변형률

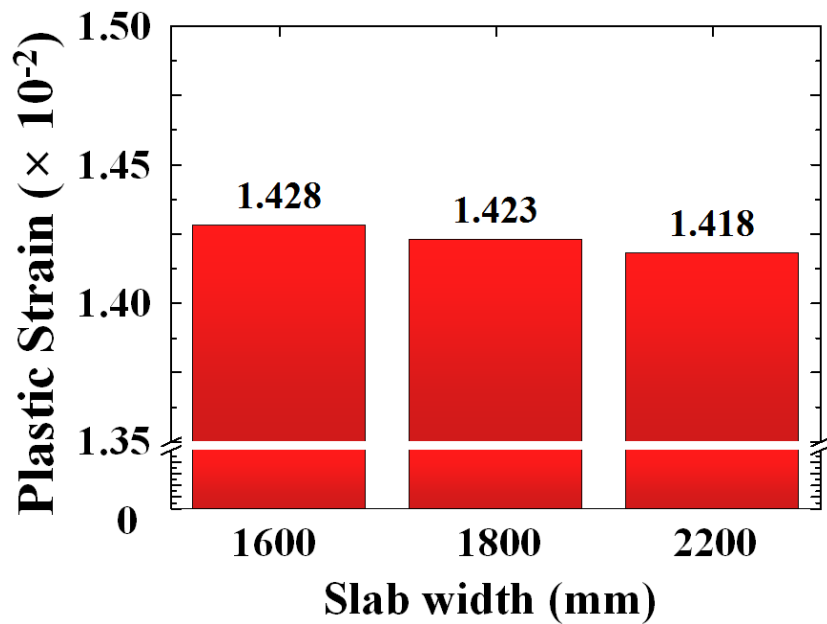
#### 4.3.4 주편 폭의 영향

그림 4.16에 주편폭에 따른 변형률 값을 나타내었다. 응력 분석에서와는 달리 주편 폭에 따라 큰 차이가 나타나는 것을 확인 할 수 있었다. 일반적으로 주편 폭의 증가에 따라 균열의 발생이 증가한다고 알려져 있으며 그 기작은 두가지 요인이 있다[26] 첫째 주편의 폭이 줄어들면 주조 중 주형의 열 변형이 줄어들게 되고 따라서 공기틈 형성이 줄어들게 된다. 둘째 주편 폭이 줄어들면 절대적인 수축량이 줄어들게 되고 이는 주형경사에 의한 영향을 줄이게 된다.

계산의 경계조건을 줄 때 주형의 변형을 제한하였으므로 첫번째 기작에 의한 영향은 없었을 것으로 생각되며 두번째 요인인 절대적인 수축량의 차이로 인하여 depression이 발생하는 곳에서의 소성 변형률에 차이가 나타난 것으로 생각된다.



(a) corner에서의 소성 변형률



(b) 폭 중앙부에서의 소성 변형률

그림 4.16 주변 폭에 따른 (a)corner 와 (b)폭 중앙부에서의 소성 변형률

## 5. 결론

본 연구에서는 유한 요소법을 이용하여 연속 주조시 조업 조건의 변화에 따라 주편 내 응력과 변형률이 어떻게 변하는지 알아보았고 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 응력과 변형률 분포 차이

용강이 주형내에서 냉각되어 응고할 때 폭 중앙부와 corner 에서 응력과 변형률이 집중되는 것을 확인하였다. 하지만 조업조건에 따라 응력과 변형률 값의 경향성이 다른 것을 확인하였고 특히 corner 에서의 분포가 판이하게 나타났는데 변형률의 분포를 통해 단변의 주형경사로 인하여 장변 측에서 변형률이 크게 나타나는 것을 확인하였다. 이 변형률은 좌굴 현상을 야기시킬 수 있는데 좌굴현상이 나타날 경우 생성된 공기틈으로 인하여 열유속이 감소하게되고 균일한 냉각이 일어나지 않아 균열의 발생 확률이 높아지게 된다.

- 주형 경사의 영향

주형 경사가 증가할 때 응력은 감소하는 것으로 나타났다. 주형 경사에 의해 주편 표면에 압축응력이 인가되어 표면에 존재하는 인장응력을 상쇄시키는 것을 확인하였다. 변형률은 폭 중앙부와

corner 모두에서 증가하는 것으로 나타났는데 corner 부근에서 주형경사에 의한 압축응력으로 좌굴현상을 야기시킬 수 있는 변형률이 생성되는 것을 확인하였고 폭 중앙부에서는 주형과 주변 사이의 접촉 압력을 통해 변형률이 증가하는 것을 설명하였다.

- 주조 속도의 영향

주조 속도가 증가함에 따라 폭 중앙부의 응력과 변형률은 감소하였고 corner 에서는 변형률이 증가하였다. 주조 속도가 증가하게 되면 주형에서의 수축량이 줄어들어 동일한 주형경사에 의해서도 더 큰 압축응력을 받게 되고 따라서 폭 중앙부에서의 인장응력과 변형률이 상쇄되어 줄어들게 된다. corner 부에서는 압축응력으로 인한 좌굴 현상이 증가하였다. 주조 속도에 따라서 주형 경사의 영향이 달라지므로 주조 속도에 맞는 주형 경사의 설계가 필요하다.

- 주변 폭의 영향

주변의 폭이 증가함에 따라 폭 중앙부에서는 응력과 변형률은 모두 큰 차이가 없었지만 corner부근에서는 변형률이 크게 증가하였다. 주변 폭의 증가에 따라 절대적인 수축량이 늘어나게 되어 주형 경사에 의한 영향을 더 크게 받아 변형률이 증가한 것으로 생각된다.

## 참고 문헌

- [1] 연주기술, 포항종합제철주식회사, 1991
- [2] E.Scheil , Z. Metallkd., 34(1942), p70
- [3] 仙田, 松田, 中川, 鋳接學會誌, 42(1973),p996
- [4] H.D.Brody, M.C.Flemings : Trans. Metall. Soc. AIME, 236(1966), p615
- [5] T.F.Bower, H.D.Brody, M.C.Flemings : Trans. Metall. Soc. AIME, 236(1966), p624
- [6] T.Matsumiya, H.Kajioka, S.Mizoguchi, Y.Ueshima and H.Esaka : Mathematical Analysis of Segregation in Continuous-Cast Slabs, ISIJ Interational, 24(1984), p873
- [7] Y.Uesima, S.Mizoguchi, T.matsumiya and H.Kajioka : Anlaysia of Slute Distribution in Dendrites of Carbon Steel with  $\delta/\gamma$  transformation during Solidification, Metall. Trans., 17B(1986), p845
- [8] Y.Ueshima, N.Komatsy, S.Mizoguchi and H.Kajioka : effects of Alloying Elements on Interdendritic Microsegregation of Carbon Steel, Hetsu-to-Hagane, 73(1987), p1551
- [9] S.kobayashi, H.Tomoto and K.Gunji : Mathematical Analysis of Solidification Process with Consideration on Solute Segregation, ISIJ International, 28(1988), p214



- [10] S.kobayashi : A Mathematical Model tor Solute Redistribution during Dendritic Solidification, ISIJ International, 29(1988), p535
- [11] S.Kobayashi, T.Nagamichi and K.Gunji : Numerical Analysis of Solute Redistribution during Solicification Accompanying  $\delta/\gamma$  transformation, ISIJ International, 28(1988),p543
- [12] J.Miettine : Mathematical Simulation of Interdendirtic Solidification of Low-Alloyed and Stainless Steels, metal. Trans. 23A(1992), p1032
- [13] K.H.Kim, Y.J.Yeo, K.H.Oh and D.N.Lee : Effect of Carbon and Sulfur in Continuously Cast Strand on Longitudinal Surface Cracks, ISIJ International, 36(1996), p284
- [14] W.R.Storkman : Optimization of Mold Taper Design using mathematical models of Continuous Steel Slab Casting, master Thesis, University of Illinois, 1990
- [15] J.W.Cho, Toshihiko Emi, Hiroyuki Shibata and Mikio Suzuki : Heat Transfer across Mold Flux Film in Mold during Initial Solidification in Continuous Casting of Steel, ISIJ International, 38(1998), p834
- [16] Masahito Hanao and Masayuki Kawamoto : Flux Film in the Mold of High Speed Continuous Casting, ISIJ International, 48(2008), p180

- [17] H.Jacobi and K.Schwerdtfeger : Dendrite Morphology of Steady State Unidirectionally Solidified Steel, Metall. Trans., 7A(1976), pp.811-820
- [18] E.A.Mizikar : Mathematical Heat Transfer Model for Solidification of Continuously Cast Steel Slab, Trans AIME. 239(1967), pp1747-1753
- [19] G.J.Davies and Y.K.Shin : Solidification Cracking of Continuous Casting Steels, in proceedings of Solidification Technology in the Foundry and Cast House, The Metal Society, London, 1980, pp517-523
- [20] K.Miyazawa and I.Muchi : Theoretical Analysis on the Solidification Profiles of Slab in Circular-arc Type Continuous Casting Machine, Tetsu-to-hagane, 60(1974), pp1007-1012
- [21] J.E. Kelly, K. R Michalek, T.G. O'Connor, B. G. Thomas, and J. A. Dantzig : Initial Development of Thermal and Stress Fields in Continuously Cast Steel Billets, Metall. Trans. A, 19A(1988), p2601
- [22] P.J.Wray : Effect of Carbon Content on the Plastic Flow of Plain Carbon Steels at Elevated Temperature, Metall. Trans. A, 13A(1982), p125
- [23] 김경현 : 빔블랭크 연속 주조시 열전달과 응고층 변형거동의 연결해석, 박사학위논문, 서울대학교 1996

- [24] 원영목 : 슬래브 연속주조시 주편의 균열해석 및 주형의 마멸해석, 박사학위논문, 서울대학교, 1999
- [25] S.Nagata, T.matsumiya, K.Ozawa and T.Ohashi : Estimation of Critical Strain for Internal Crack Formation in Continuously cast Slabs, Tetsu-to-hagane, 76(1990), pp214-221
- [26] B.G.Thomas, A.Moitra and R.McDavid : Simulation of Longitudinal Off-Corner Depressions in Continuously-Cast Steel Slabs, ISS Transactions, 23(1996), pp57-70
- [27] Chunsheng Li and B.G.Thomas : Thermomechanical Finite-Element Model of Shell Behavior in Continuous Casting of Steel, Metallurgical and Materials Transaction B, 35B(2004), pp1151-1172
- [28] A.Grill, K.Sorimachi and J.K.Brimacombe : Heat flow, Gap Formation and Break-Outs in the Continuous Casting of Steel Slabs, Metall. Trans., 7B(1976), pp177-189
- [29] H.N.Han, J.E.Lee, T.Yeo, Y.M.Won, K.Kim, K.H.Oh and J.K.Yoon : A Finite Element Model for 2-Dimensional Slice of Cast Strand, KSKJ International, 39(1999), pp445-454
- [30] 이중의 : 빔블랭크 연속주조공정에서 유동-열-응력의 연결해석, 박사학위논문, 서울대학교, 1997

[31] Y.M.Won, T.Yeo, K.H.Oh, J.Park, J.Choi and C.H.Yim : Analysis of Mold Wear during Continuous Casting of Slab, ISIJ International,38(1998), pp53-62

# Abstract

Continuous casting is generally progressed at high temperature above  $1500^{\circ}\text{C}$  and this makes hard to measure the stress state, strains, and temperature gradient of the strand directly. However, to prevent the crack formation in the slabs and improve the quality of slabs, it is important to simulate and understand the mold during continuous casting.

In this thesis, Finite Element Method (FEM) is applied to understand how the strand is solidified and cracked during continuous casting process. FEM has been known as powerful method to understand the solidifying behavior of strand in the mold. The finite element equations were solved and results visualized using the commercial stress-analysis package, ABAQUS 6.10. And the low carbon steel containing 0.1 wt% carbon is used for the strand material. Slabs located in the first cooling zone are simulated and stress-strain distributions are evaluated whether cracks are formed or not during continuous casting.

This study focuses on the formation of longitudinal

surface crack and longitudinal off-corner crack which are occurred when slabs are moved through the mold.

Key words : continuous casting, casting speed, taper , slab width, plastic strain, stress.